VISIT…

LANZAROTE
Caliente.COM

Б. А. Дементьев

ЯДЕРНЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ РЕАКТОРЫ

2-е издание, переработанное
и дополненное

Допущено Государственным комитетом по народному образованию СССР в качестве учебника для студентов вузов, обучающихся по специальности "Атомные электростанции и установки"

1528075



МОСКВА ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ 1990

ББК 31.46
Д30
УДК 621.039.577 (075.8)

Рецензент: Кафедра физико-энергетических установок МГТУ им. Н. Э. Баумана

Дементьев Б. А.

Д30 Ядерные энергетические реакторы: Учебник для вузов.— 2-е изд., перераб. и доп.— М.: Энергоатомиздат, 1990.— 352 с.: ил.

ISBN 5-283-03836-X

Описаны принципы работы ядерного реактора, его основные компоненты, теплофизические и компоновочные характеристики. Рассмотрены гидродинамика и теплообмен, а также методики теплогидравлического расчета различных типов реакторов. Обсуждены контроль за работой ядерного реактора, управление цепной реакцией деления и вопросы безопасности работы ядерного реактора. Второе издание по сравнению с первым (1984 г.) дополнено сведениями о новых типах реакторов.

Для студентов вузов по специальности «Атомные электростанции и установки». Может быть полезен специалистам, занимающимся проектированием и эксплуатацией АЭС.

Д $\frac{3602020000-074}{051(01)-90}$ 238-90 **ББК 31.46**

© Энергоатомиздат, 1984
© Автор, 1990
с изменениями

ISBN 5-283-03836-X

ПРЕДИСЛОВИЕ КО ВТОРОМУ ИЗДАНИЮ

Важнейшим фактором научно-технического прогресса является состояние и развитие энергетики, лежащей в основе любого производства. В энергетических программах многих стран, в том числе и Советского Союза, большое место отводится ядерным источникам энергии. Ядерная энергетика в настоящее время широко используется в производстве тепловой и электрической энергии. Однако имевшие место серьезные аварии, в частности на АЭС «Три-Майл-Айленд» в США в 1979 г. и в особенности на Чернобыльской АЭС в СССР в 1986 г., вызвали большие дискуссии в научных кругах и широкой общественности о дальнейшей судьбе и направлении развития ядерных энергетических установок (ЯЭУ). При этом анализ топливно-энергетических ресурсов показывает, что альтернативы ядерной энергетике по наращиванию энергетических мощностей на ближайшие десятилетия практически нет. В этих условиях на первый план выдвигаются требования обеспечения надежности и безопасности ЯЭУ. Существенно возрастают требования к подготовке специалистов.

С момента выхода первого издания учебника «Ядерные энергетические реакторы» прошло более пяти лет. Второе издание учебника в основном сохранило его структуру. Что же касается содержания, то оно претерпело редакционную корректировку в соответствии с более жесткими требованиями к безопасности ядерных реакторов с учетом накопленного опыта эксплуатации АЭС. Книга дополнена примерами теплогидравлического расчета ядерных реакторов. Автор надеется, что она может стать полезной не только для студентов вузов, обучающихся по специальности «Атомные электростанции и установки», и специалистов в области ядерной энергетики, но и для широкого круга читателей, интересующихся проблемами ядерной энергетики.

ВВЕДЕНИЕ

Рост народонаселения земного шара и как следствие возрастающие потребности неизбежно ведут к увеличению производства товаров, обеспечивающих жизнедеятельность человечества. В условиях интенсивного научно-технического прогресса, характерного для второй половины текущего столетия, неуклонно растет производительность труда. Все это требует применения возрастающего количества энергоресурсов. Современные масштабы использования энергоресурсов таковы, что нельзя не задумываться об их исчерпаемости, а также о последствиях их воздействия на окружающую среду.

Основной источник энергии в настоящее время (в среднем в мировом масштабе около 70%) — органическое топливо (каменный уголь, нефть, природный газ). Вслед за ним идут уже примерно в равной мере гидроресурсы и ядерное топливо.

Органическое топливо является практически невосполнимым, и по имеющимся оценкам его запасов хватит на сравнительно небольшой срок, если и далее использовать его в таком же соотношении по сравнению с другими источниками. Особенно это относится к нефти, использование которой в качестве топлива в топках котлов в ближайшее десятилетие должно быть сведено к минимуму. Наиболее значительны запасы каменных углей, которых может хватить на несколько столетий. Основная проблема их использования — транспортирование на дальние расстояния вследствие удаленности угольных месторождений от районов потребления. Кроме того, применение многозольных и влажных углей, запасы которых наиболее велики, создает дополнительные трудности как при транспортировании, так и при их использовании. Последнее связано со значительным загрязнением окружающей среды. Следует учесть также, что органическое топливо — весьма ценное сырье для многих видов промышленной продукции. Все это вместе взятое — ограниченность и невосполнимость запасов органического топлива, нерациональность его прямого сжигания и другие упомянутые факторы — свидетельствует не только о необходимости его экономии, но и в значительной мере о необходимости замены его другими источниками энергии.

Гидроресурсы, относящиеся к возобновляемым источникам энергии, использованы еще не полностью, но не могут сколько-нибудь заметно заменить органическое топливо. Это обусловлено не только ограниченностью потенциальных источников гидроресурсов, но и сферой их использования, ограниченной выработкой электроэнергии на гидроэлектростанциях (ГЭС). Что касается органического топлива, то сфера его использования чрезвычайно широка. На выработку электроэнергии на тепловых электростанциях (ТЭС) приходится не более четверти всего расходуемого органического топлива, а большая часть идет на выработку тепловой и других видов энергии в различных отраслях народного хозяйства.

Большие надежды — и не без основания — возлагаются на ядерное топливо и ядерную энергетику, где в качестве топлива используется уран. Он содержится не только в земной коре, но и в водах Мирового океана и относится, таким образом, к весьма распространенным элементам. К сожалению, его запасы значительно рассеяны. Сравнительно богатых месторождений (содержание U_3O_8 не менее 0,1%), определяющих рентабельность АЭС по сравнению с ТЭС, не так много, и их запасы сопоставимы с запасами нефти. По мере роста цен на органическое топливо станет рентабельной разработка более обедненных руд урана (с содержанием U_3O_8 до 0,02%), запасы которых в десятки, а то и в сотни раз превышают запасы богатых руд.

Известно, что в природном уране содержание делящегося изотопа ^{235}U составляет около 0,71%, а более 99% приходится на неделящийся* ^{238}U. Однако при облучении его нейтронами в реакторе образуется вторичное ядерное топливо в виде делящихся изотопов плутония. Таким образом, имеется потенциальная возможность переработать все запасы урана в делящееся ядерное топливо. Это уже само по себе увеличивает запасы ядерного топлива на два порядка. А если учесть, что наработка вторичного топлива уменьшит потребности в добыче природного урана и станет рентабельной разработка более обедненных руд, то ресурсы ядерного топлива возрастут на много порядков и их запасов хватит на многие столетия. Можно рассчитывать также на наработку нового ядерного топлива на базе не менее распространенного в природе тория, при облучении которого нейтронами накапливается ^{233}U, являющийся делящимся изотопом, способным воспроизвести самоподдерживающуюся цепную реакцию деления.

---

* ^{238}U делится только при облучении нейтронами высоких энергий ($E \geq 1$ МэВ), и на нем не идет самоподдерживающаяся цепная реакция деления.

История развития ядерной энергетики сравнительно коротка и начинается с пуска Первой АЭС в СССР в июне 1954 г. Вслед за ней были пущены АЭС в Великобритании (1956 г.), в США (1958 г.), а в последующем и в других странах. Практически к началу 60-х годов был завершен промышленный эксперимент по использованию ядерной энергии в мирных целях. К 60-м годам можно с уверенностью отнести освоение уже более мощных, но еще не серийных АЭС; существенно увеличилось число стран, вступивших на путь развития ядерной энергетики, однако шел еще поиск оптимальных типов АЭС и ядерных реакторов (ЯР). К концу 60-х — началу 70-х годов определился тип АЭС и ЯР в ряде ведущих стран в этой области, производство оборудования ЯЭУ достигло промышленного уровня, и ядерная энергетика начала развиваться быстрыми и опережающими темпами по сравнению с обычной тепловой и гидроэнергетикой.

Советский Союз располагает огромными запасами органического топлива, однако сосредоточены они в основном в восточных районах страны, т. е. за Уральским хребтом. В то же время потребность в энергоресурсах в наибольшей мере характерна для европейской части Советского Союза. Транспортирование каменного угля, на который ориентирована современная тепловая энергетика, на дальние расстояния (несколько тысяч километров) становится не только чрезвычайно дорогим, но и практически невозможным. Что же касается использования природного газа, транспортируемого из восточных районов в европейскую часть страны, то на него могут рассчитывать только теплоэлектроцентрали (ТЭЦ). Наращивание мощностей ЭС для выработки электроэнергии на базе органического топлива предполагается в восточных районах и ориентировано на использование дешевых каменных углей на месте их добычи преимущественно открытым способом. Здесь, в районах Сибири и Средней Азии, заметное наращивание мощностей возможно за счет строительства ГЭС. В европейской части Советского Союза дальнейшее наращивание мощностей электростанций в соответствии с энергетической программой, принятой в 1983 г., планировалось за счет АЭС.

Как отмечалось выше, значительная доля органического топлива (около половины всего добываемого) расходуется на производство тепловой энергии для коммунальных и производственных нужд страны. Использование ядерной энергии для этих целей находится только в начальной стадии, но весьма перспективно прежде всего с точки зрения экономии и высвобождения органического топлива. Так, на 1993—1994 гг. планировалось сооружение первых двух атомных станций теплоснабжения (АСТ), предназначенных для производства низкопотенциального тепла в виде горячей воды для

крупных городов — Горького и Воронежа. Они заменят сотни мелких котельных, сжигающих, как правило, дефицитное жидкое топливо, да еще к тому же с чрезвычайно низким КПД.

В настоящее время почти на всех АЭС ведется нерегулируемый отбор пара конденсационных турбин для централизованного теплоснабжения не только промышленных площадок на самих АЭС, но и жилых поселков. Обсуждается возможность сооружения атомных теплоэлектроцентралей (АТЭЦ). При этом учитывается уже примерно 15-летний опыт эксплуатации Билибинской АТЭЦ.

Дальнейший шаг в развитии ядерной энергетики — создание и освоение высокотемпературных газовых реакторов (ВТГР), работа над которыми ведется уже на протяжении многих лет (практически с начала развития ядерной энергетики) как за рубежом, так и в Советском Союзе. В частности, в США и в ФРГ уже с 60-х годов работают первые опытные АЭС с ВТГР, предназначенные только для выработки электроэнергии и накопления опыта работы ВТГР. В СССР за последние 15 лет эти работы значительно активизированы, ведутся исследования и разработки комбинированных ЯЭУ с ВТГР, предназначенных для выработки высокопотенциального тепла (которое можно использовать в металлургии, химической промышленности и других производствах, где требуются температуры порядка 1000° С и более) и для производства электроэнергии. Очевидно, что внедрение подобного рода установок позволит в дальнейшем существенно сократить потребление высококалорийного органического топлива.

Современная ядерная энергетика мира, в том числе и Советского Союза, базируется практически на реакторах на тепловых нейтронах. Параллельно ведется освоение ЯЭУ с реакторами на быстрых нейтронах. Последние имеют более высокий коэффициент воспроизводства (КВ), характеризующий накопление вторичного ядерного топлива по отношению к выгоревшему исходному, по сравнению с реакторами на тепловых нейтронах. При использовании уран-плутониевого цикла, в котором топливом служит уран, КВ в реакторах на тепловых нейтронах меньше единицы, а на быстрых — больше единицы. Таким образом, первые нуждаются в постоянной подпитке топливом, а вторые работают в условиях расширенного воспроизводства топлива и существенно снижают потребность в природном уране. Это, как уже отмечалось, является одним из путей значительного расширения ресурсов ядерного топлива.

После аварии на Чернобыльской АЭС ситуация резко изменилась и вопрос по существу встал так: «Должны ли быть сохранены основные положения энергетической программы СССР 1983 г., определяющие приоритетное развитие ядерной энергетики, или их нужно изменить, вплоть до полного прекращения использования ядерной энергии (ЯЭ)?»

При решении этого вопроса необходимо было проанализировать три главных аспекта:

1) можно ли удовлетворить потребности развивающейся экономики страны в топливно-энергетических ресурсах без привлечения ЯЭ;

2) конкурентоспособны ли АЭС;

3) можно ли обеспечить безопасность ЯЭУ.

Исходным пунктом при анализе первой проблемы были планы развития народного хозяйства. В них, исходя из полного удовлетворения растущих социальных и экономических потребностей советского народа, определено увеличение национального дохода к 2000 г. примерно вдвое по сравнению с 1985 г., соответственно должно быть увеличено и энергообеспечение. При этом на конец 1985 г. объем потребления первичных энергоресурсов в стране составлял около 2 млрд. т условного топлива. Половину прироста энергообеспечения к 2000 г. планируется покрыть за счет энергосбережения. Однако и при таком высоком уровне энергосбережения затраты первичных энергоресурсов должны возрасти более чем на 800 млн. т условного топлива.

Энергетической программой на длительную перспективу поставлена задача стабилизировать добычу нефти на достигнутом уровне к середине 80-х годов. Для достижения этой цели потребуются весьма большие затраты на освоение новых месторождений, находящихся в более суровых климатических и геологических условиях, для компенсации уменьшающихся запасов на отработанных месторождениях. Добыча природного газа до конца текущего столетия будет возрастать с последующей стабилизацией, причем предусматривается также освоение более отдаленных газовых месторождений. Однако если учесть, что потребности в органическом топливе постоянно растут в химической промышленности, коммунально-бытовом хозяйстве и др., использование его в электроэнергетике не только не будет увеличиваться, а наоборот, начнет снижаться.

Для сбалансирования топливно-энергетических затрат к началу будущего века за счет органического топлива пришлось бы увеличить добычу угля в 2—2,5 раза по сравнению с запланированным на 1990 г. Если даже предположить, что подобный рост добычи угля возможен, то транспортирование его к удаленному на тысячи километров от месторождений потребителю, как уже отмечалось, практически невозможно.

Возобновляемые виды первичных энергоресурсов (как традиционные, так и нетрадиционные) в общем топливно-энергетическом балансе составляют около 3%, и если к концу века удвоить их использование, что весьма проблематично, то и это не поможет решению проблемы первичных энергоресурсов.

Таким образом, даже при самом жестком режиме энергосбережения, вовлечении в топливно-энергетический баланс органического топлива и возобновляемых энергоресурсов в максимально возможном объеме необходимо дальнейшее наращивание ядерной энергетики. С этим выводом совпадают и результаты экономических исследований. Так, АЭС во всех районах европейской части Советского Союза экономичнее ТЭС и примерно равноценны им в районе Урала.

Остается третий аспект — обеспечение безопасности, который никак нельзя отнести к второстепенному. Анализ имевших место аварий показал, что принятые ранее меры безопасности недостаточны, их надо усилить. Необходимо предусмотреть такие технические решения, которые способны обеспечить безопасность ЯЭУ даже при авариях, считавшихся ранее невероятными.

Для оценки достаточности обеспечения безопасности следует исходить из того, что ядерная технология имеет много общего с другими промышленными технологиями, содержащими в себе источники повышенной потенциальной опасности для человека и окружающей среды. Как и во всякой сложной технологии, нельзя ожидать такого технического решения, которое полностью исключало бы всякую опасность. Количественным критерием достаточности должна быть величина риска. Как показывает отечественный и зарубежный опыт, реализация мер по повышению безопасности и снижению риска вполне реальна, хотя и потребует дополнительных затрат.

Все эти балансовые и экономические предпосылки с учетом повышенных требований по безопасности позволили при выработке энергетической программы СССР на перспективу сохранить концепцию приоритетного развития ядерной энергетики. К такому же выводу пришли участники XIII конгресса Мировой энергетической конференции (МИРЭК), состоявшегося в октябре 1986 г., т. е. примерно через полгода после Чернобыльской аварии.

О состоянии ядерной энергетики на 1 января 1987 г. говорят следующие данные. В мире работало на АЭС 370 энергоблоков суммарной мощностью около 300 млн. кВт, в том числе в СССР 43 энергоблока мощностью 30 млн. кВт. На АЭС мира вырабатывалось более 16% всей электроэнергии, в том числе: во Франции 70%, в Бельгии 64%, в Швеции 41%, в Швейцарии 39%, в Финляндии 35%, в ФРГ, Испании, Болгарии, Венгрии 29%, в Японии 24%, в Великобритании 19%, в США 16%, в СССР 11%, в том числе в европейской части Советского Союза 17%.

После аварии на Чернобыльской АЭС полемика о будущем ядерной энергетики обострилась. Некоторые страны, например Швеция, приняли решение временно прекратить строительство

новых АЭС, задерживается ввод уже готовых ЯЭУ. Происшедшие события потребовали разработки и реализации мер по повышению надежности и безопасности действующих и строящихся ЯЭУ по старым проектам, на что требуется время. Так, в нашей стране запланированный на XII пятилетку ввод новых ЯЭУ общей мощностью 40,5 млн. кВт, по-видимому, будет выполнен немногим более чем наполовину. Прекращено строительство второй очереди Чернобыльской АЭС, ограничен ввод новых мощностей с реактором типа РБМК, ведется дискуссия по вводу других ЯЭУ. Тем не менее ведущие в области ядерной энергетики страны существенных коррективов в долгосрочные планы не внесли. Так, по данным на начало 1988 г. в США строилось 13 новых блоков на АЭС суммарной мощностью 15 млн. кВт, во Франции — соответственно 10 блоков на 13 млн. кВт, в Японии — 12 блоков на 11 млн. кВт.

Производство электроэнергии на АЭС стран мира в 1988 г. по сравнению с 1987 г. увеличилось на 7,5%, при этом в эксплуатации находились 405 блоков.

На 1 января 1990 года в мире на АЭС эксплуатировалось уже 434 энергоблока суммарной мощностью 318 млн. кВт. Причем в СССР работало 47 энергоблоков суммарной мощностью 37,75 млн. кВт.

Для эффективного обеспечения безопасной работы ЯЭУ необходимо международное сотрудничество. Такая программа, внесенная по инициативе СССР, рассмотрена на специальной сессии Генеральной конференции Международного агентства по атомной энергии (МАГАТЭ), состоявшейся в сентябре 1986 г. в Вене.

Наряду с проблемой, которую приходится решать в связи с растущими потребностями в обеспечении первичными энергоресурсами, не менее важной является экологическая проблема. Если сравнить в этом отношении работу ТЭС и АЭС, на базе которых решается первая проблема (по крайней мере на несколько десятилетий), то предпочтительней АЭС. Важное преимущество ЯЭУ заключается в том, что они не загрязняют атмосферу и не потребляют кислород воздуха. ТЭС и другие промышленные объекты, работающие на органическом топливе, наряду с большим потреблением кислорода выбрасывают огромное количество вредных веществ в виде оксидов и других твердых осадков. Они не только выпадают в виде осадков на окружающую местность и пагубно влияют на растительный и животный мир, но и образуют кислотные дожди. Кроме того, возникает проблема, обусловленная скоплением углекислого газа в верхних слоях атмосферы (парниковый эффект).

При эксплуатации ЯЭУ существует вероятность аварий. Что касается особенно крупных аварий, то их вероятность

должна быть, как уже упоминалось выше, сведена к минимуму путем совершенствования оборудования блоков АЭС и противоаварийных систем. Проблема захоронения радиоактивных отходов носит технический характер и поддается решению.

В заключение следует отметить, что в условиях все более обостряющихся экологических проблем актуальность приобретает энергосберегающее и безотходное производство, а также использование нетрадиционных источников энергии (солнечной, ветровой, геотермальной и др.), непосредственно присутствующих в природных экологических связях.

Глава 1

ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРАХ

1.1. ПРИНЦИП РАБОТЫ И ОСНОВНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕАКТОРА

Ядерный реактор представляет собой устройство, предназначенное для организации и поддержания управляемой цепной реакции деления некоторых тяжелых ядер, в результате которой высвобождается ядерная энергия, преобразуемая в нем в тепловую с последующим использованием ее внешним потребителем. Для примера на рис. 1.1 приведена принципиальная схема АЭС. В ядерном реакторе внутриядерная энергия преобразуется в тепловую, которая отводится теплоносителем по трубопроводам первого контура в парогенератор, где через поверхность нагрева тепло передается рабочему телу. Охлажденный теплоноситель с помощью главного циркуляционного насоса (ГЦН) вновь направляется в реактор, и контур замыкается. Рабочим телом служит обычная вода, генерируемая в пар. Пар по трубопроводу рабочего контура направляется в турбогенератор, в котором последовательно тепловая энергия превращается в механическую и механическая в электрическую.

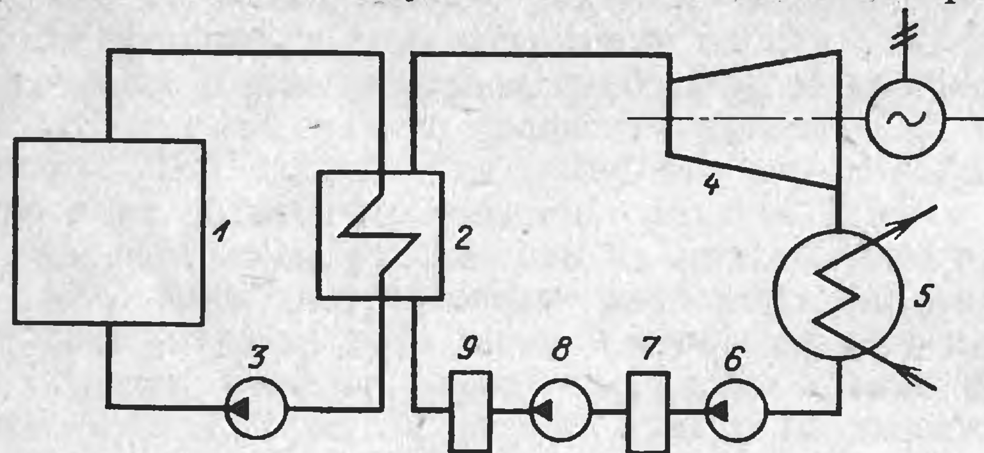


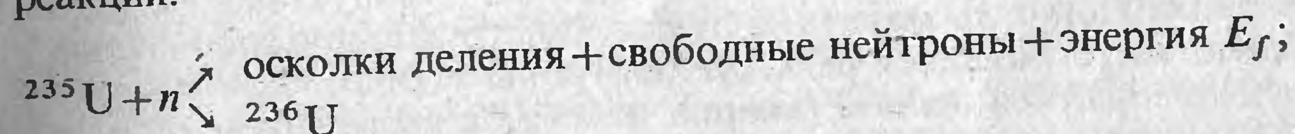
Рис. 1.1. Принципиальная схема АЭС:
1 — реактор; *2* — парогенератор; *3* — главный циркуляционный насос (ГЦН); *4* — турбогенератор; *5* — конденсатор; *6* — конденсатный насос; *7* — система регенерации низкого давления; *8* — питательный насос; *9* — система регенерации высокого давления

Отработанный пар конденсируется в конденсаторе и прокачивается конденсатными насосами через регенеративную систему низкого давления. Далее с помощью питательных насосов вода, пройдя через регенеративную систему высокого давления, вновь поступает в парогенератор.

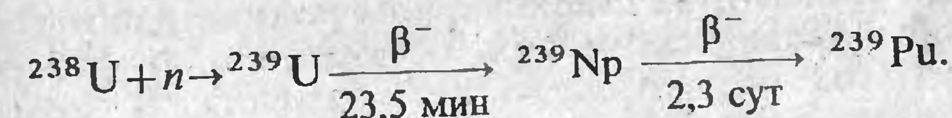
Такова принципиальная схема так называемых *двухконтурных АЭС*, наиболее распространенных в настоящее время. В зависимости от типа ЯР (что будет обсуждаться ниже) возможны и *одноконтурные*, и *двухконтурные*, и *трехконтурные ЯЭУ*.

В качестве исходного ядерного топлива в реакторах используется природный уран (U). В природном металлическом уране содержатся три изотопа: ^{238}U, ^{235}U и ^{234}U. При облучении нейтронами любых энергий делится только ^{235}U, содержание которого в природной смеси составляет всего лишь около 0,71%. Более 99% в природном уране приходится на ^{238}U, который может делиться только при поглощении нейтронов высоких энергий ($E \geqslant 1$ МэВ), и на нем самоподдерживающуюся цепную реакцию деления создать невозможно. Содержание ^{234}U пренебрежимо мало, и его обычно не учитывают.

При облучении нейтронами (n) урана, используемого в реакторе в качестве топлива, происходят следующие ядерные реакции:



$$^{235}\mathrm{U}+n \begin{array}{l}\nearrow \text{осколки деления} + \text{свободные нейтроны} + \text{энергия } E_f; \\ \searrow {}^{236}\mathrm{U}\end{array}$$



$$^{238}\mathrm{U}+n \rightarrow {}^{239}\mathrm{U} \xrightarrow[23{,}5\ \text{мин}]{\beta^-} {}^{239}\mathrm{Np} \xrightarrow[2{,}3\ \text{сут}]{\beta^-} {}^{239}\mathrm{Pu}.$$

Как видно, при поглощении нейтрона ^{235}U вероятны два возможных события: либо деление ядра на два более легких осколка (наиболее вероятная ядерная реакция), либо радиационный захват без деления с образованием неделящегося изотопа ^{236}U. Деление урана сопровождается образованием 2—3 свободных нейтронов и выделением в реакторе тепловой энергии $E_f \approx 200$ МэВ (в расчете на одно деление). Выделившаяся тепловая энергия отводится во внешний контур, а образовавшиеся новые свободные нейтроны используются в последующих ядерных реакциях, в том числе для поддержания цепной реакции деления.

^{238}U, содержащийся в исходном ядерном топливе, также способен поглощать нейтроны, в результате чего идет преимущественно реакция радиационного захвата с образованием короткоживущего радиоактивного изотопа ^{239}U. Последний, излучая отрицательную β-частицу с периодом полураспада

23,5 мин, превращается в новый радиоактивный нуклид ^{239}Np, который также претерпевает отрицательный β-распад с периодом 2,3 сут. По мере образования нептуния и его радиоактивного распада в толще урана реактора накапливается ^{239}Pu, который при взаимодействии с нейтронами, так же как и ^{235}U, может испытывать либо деление (преимущественная ядерная реакция), либо радиационный захват с образованием ^{240}Pu.

Как видно, в процессе работы в реакторе происходит выгорание исходного ядерного топлива, накопление продуктов деления и радиационного захвата и, наконец, накопление нового (вторичного) ядерного топлива. Последнее является чрезвычайно важным свойством ЯР. ^{238}U, являясь сырьевым материалом для накопления ^{239}Pu, не встречающегося в природе, значительно расширяет ресурсы ядерного топлива. Отношение масс накопленного топлива и выгоревшего исходного называют *коэффициентом воспроизводства* (КВ). Он представляет собой важную экономическую характеристику. В зависимости от типа реактора КВ может быть меньше или больше единицы и в частном случае — близким к единице.

Рассмотрим баланс нейтронов в реакторе. В процессе одного акта деления в среднем образуется около 2,5—3 нейтронов (в зависимости от типа ЯР). Часть нейтронов участвует в последующих реакциях деления, часть идет на образование нового ядерного топлива, часть поглощается продуктами деления и радиационного захвата, а также конструкционными материалами, часть покидает реактор (нейтроны утечки). Для самоподдерживающейся цепной реакции деления с выделением тепла на постоянном уровне (при стационарном режиме работы) необходимо, чтобы после всех потерь оставался один нейтрон для воспроизводства последующего акта деления. В этом случае реактор будет находиться точно в критическом состоянии.

Важная характеристика, определяющая состояние реактора, — *эффективный коэффициент размножения* $k_{эф}$, равный отношению числа нейтронов данного поколения к числу нейтронов предшествующего поколения. При $k_{эф}=1$ реактор находится в критическом состоянии и работает на постоянной мощности. Если же $k_{эф}<1$, то цепная реакция деления затухает и в конечном итоге энерговыделение в реакторе практически прекращается*. Наконец, при $k_{эф}>1$ число реакций деления будет непрерывно нарастать, и для прекращения роста энерговыделения необходимо уменьшить $k_{эф}$ до значения, равного единице.

Величина $k_{эф}-1=\Delta k$ называется *избыточной реактивностью*. Таким образом, при $\Delta k=0$ реактор находится в *критическом*

* Оно становится на много порядков ниже, чем при работе на мощности.

состоянии, а при $\Delta k>0$ — в *надкритическом*. *В подкритическом реакторе* $\Delta k<0$. В этом случае говорят о глубине подкритичности, которая определяется как $\Delta k=1-k_{эф}$.

Отношение $\Delta k/k_{эф}$ называют *реактивностью реактора*. Однако учитывая, что при нормальных режимах работы, включая переходные процессы, $k_{эф}$ чрезвычайно мало отличается от единицы, значение Δk отождествляют с этим отношением и называют просто *реактивностью*.

Важной динамической характеристикой, определяющей состояние реактора, является скорость изменения плотности нейтронов. Она зависит *от периода реактора T*, представляющего собой время, за которое плотность нейтронов изменится в e = 2,72 раза. Период реактора может быть измерен с достаточной точностью, и он тщательно контролируется во время работы. Диапазон его изменения весьма широк — от ∞ до некоторого конечного значения. В стационарном режиме плотность нейтронов не изменяется и $T=\infty$. При T, равном конечному значению, плотность нейтронов изменяется. Реактор разгоняется, если $T>0$, либо цепная реакция затухает, если $T<0$. При этом в последнем случае знак минус говорит о том, что плотность нейтронов уменьшается со скоростью, соответствующей периоду T. Из условий безопасности работы скорость разгона ограничивается минимальным значением периода T, соответствующим примерно 10 с. Это означает, что плотность нейтронов не должна возрастать в e раз быстрее, чем за 10 с. При нормальных переходных режимах T составляет десятки секунд.

Для достижения критического состояния в реакторе необходимо иметь строго определенное количество ядерного топлива, равное так называемой *критической массе*. Соответственно при массе менее критической реакция деления затухает и энерговыделение прекращается, а при массе топлива, превышающей критическую, реактор разгоняется с непрерывным возрастанием энерговыделения.

В процессе работы реактора происходит изменение изотопного и нуклидного состава топлива, в результате чего нарушается баланс нейтронов, изменяется и критическая масса, так как она зависит от состава топлива. Критическая масса зависит также от ряда других факторов и прежде всего от температуры топлива и других материалов. Для поддержания критической массы и необходимого режима работы в реакторе предусмотрены регулирующие органы, действие которых основано обычно на поглощении избыточных нейтронов. Таким образом, вводя регулирующие органы в активную зону или выводя их из нее, можно изменять баланс нейтронов и поддерживать критическое состояние.

Важная особенность ядерного реактора — работа только при наличии в нем критической массы топлива. Если учесть,

что в процессе работы топливо выгорает, непрерывно меняется его состав, то для поддержания критической массы необходимо либо непрерывно заменять выгоревшее топливо (вместе с продуктами деления и накопившимся вторичным топливом) свежим, либо загружать топливо в количестве, превышающем критическую массу, а действие избытка массы компенсировать регулирующими органами. Реально непрерывная перегрузка топлива с точным поддержанием критической массы невозможна, поэтому она поддерживается сочетанием режимов перегрузки с положением регулирующих органов. Перегрузка производится периодически, а за время между перегрузками выгорает только избыток топлива над критической массой, который загружается в реактор в процессе каждой перегрузки.

1.2. СОСТАВ И КОМПОНОВКА ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

Основной элемент ядерного реактора (рис. 1.2) — *активная зона*, где размещается ядерное топливо, оформленное в виде *тепловыделяющих элементов* (твэлов), представляющих собой топливный сердечник, очехлованный герметичной оболочкой. Твэлы компонуются в *тепловыделяющие сборки* (ТВС). Они располагаются чаще всего в вертикальных каналах и в плане образуют правильную решетку. В состав активной зоны входят, кроме того, конструкционные материалы — оболочки твэлов, дистанционирующие устройства, корпуса (каркас и другие элементы) ТВС. Тепло, выделяемое в активной зоне, отводится *теплоносителем*, который непосредственно омывает твэлы. В реакторах на тепловых нейтронах в состав активной зоны входит также *замедлитель*, предназначенный для замедления нейтронов деления и формирования необходимого энергетического спектра.

Для уменьшения утечки нейтронов активная зона со всех сторон окружена *отражателем*. Отражатель обычно состоит

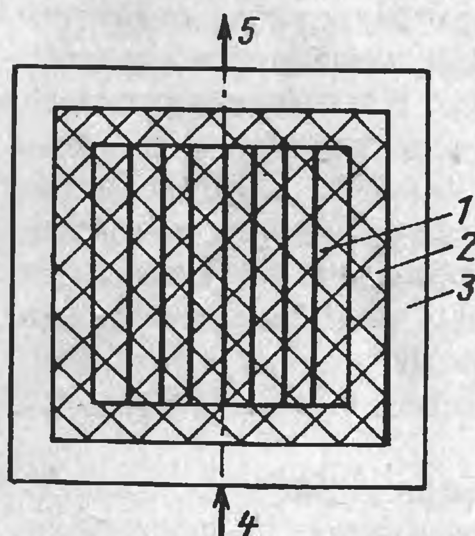


Рис. 1.2. Принципиальная схема ядерного реактора:
1 — активная зона; *2* — отражатель; *3* — корпус; *4* и *5* — подвод и отвод теплоносителя

из того же материала, что и замедлитель. В реакторах на быстрых нейтронах, в которых замедлитель отсутствует, вместо отражателя устанавливается *зона воспроизводства*, состоящая из природного или из обедненного по делящемуся изотопу урана. В этом случае покидающие активную зону нейтроны нарабатывают в зоне воспроизводства новое ядерное топливо.

Активная зона и отражатель размещены в *герметичном корпусе*. В зависимости от сочетания основных компонентов (топлива, теплоносителя и замедлителя) корпус может нести или не нести давление теплоносителя, омывающего твэлы. В первом случае допускается непосредственный контакт теплоносителя и замедлителя и корпус снабжается входными и выходными патрубками для теплоносителя и несет полное его давление. Когда же непосредственный контакт между теплоносителем и замедлителем недопустим, ТВС размещают в параллельных герметичных каналах, несущих давление теплоносителя. Для этого организуется подвод теплоносителя к каждому из параллельных каналов и отвод от него. В этом случае замедлитель размещается в межканальном пространстве, которое заполняется также инертным газом под небольшим избыточным давлением для предотвращения подсоса атмосферного воздуха. Таким образом, корпус в этих реакторах несет только небольшое избыточное давление инертного газа и представляет собой сравнительно легкий металлический герметичный кожух.

Для ослабления потоков быстрых и тепловых нейтронов, а также γ-излучения реактор снабжается *биологической защитой*. Она размещена в основном за корпусом реактора и частично внутри него.

1.3. МАТЕРИАЛЫ ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА И ТРЕБОВАНИЯ К НИМ

Основные материалы, используемые в ядерных реакторах, включают в себя ядерное топливо, воспроизводящий материал, теплоноситель, замедлитель, конструкционные материалы, поглотители нейтронов для органов регулирования. Теплофизические свойства перечисленных материалов приведены в приложениях.

Как уже отмечалось, исходным ядерным топливом, имеющимся в природе, является уран. Он используется в различных модификациях: природный — с содержанием ^{235}U около 0,71%, обогащенный делящимся изотопом (обогащение от нескольких до десятков процентов), металлический уран, уран в различных соединениях (обычно керамическое топливо).

Основные требования, предъявляемые к ядерному топливу, заключаются в следующем: совместимость с реакторными материалами (прежде всего с материалом оболочки и тепло-

2 Заказ № 3794

носителем в случае разгерметизации оболочки), возможность достижения большой глубины выгорания без заметных изменений физических свойств.

В первых опытных реакторах использовался металлический уран как с природной смесью, так и обогащенный делящимся изотопом. Его недостаток — ограниченность по температуре и глубине выгорания. Металлический уран при температуре 667° С изменяет свою кристаллическую структуру, переходя из α- в β-фазу, что сопровождается увеличением объема. При облучении нейтронами металлический уран склонен к распуханию и радиационному росту, а при выгорании ядер урана — к газовому распуханию. Все это существенно ограничивает его глубину выгорания. Увеличение размеров уранового металлического сердечника чревато разгерметизацией оболочки и контактом его с теплоносителем. Последнее неизбежно приведет к выходу радиоактивных продуктов деления в контур циркуляции теплоносителя. Кроме того, металлический уран весьма склонен к окислению при контакте с водой и воздухом. Для улучшения свойств металлического урана как ядерного топлива применяется его легирование (молибденом, ниобием, цирконием и др.). Так, сплав с 10% Mo не распухает до температуры 600° С при глубине выгорания до 2%. Достоинство металлического урана — высокая теплопроводность и его максимальное содержание в единице объема топливного сердечника.

Наибольшее распространение в качестве ядерного топлива получил диоксид урана UO_2. Он совместим со многими конструкционными материалами и теплоносителями вплоть до высоких температур. Вследствие более пористой структуры по сравнению с металлическим ураном диоксид урана допускает более высокое выгорание без заметного распухания. Основной его недостаток как ядерного топлива — низкая теплопроводность, что приводит к большим градиентам температур в топливном сердечнике.

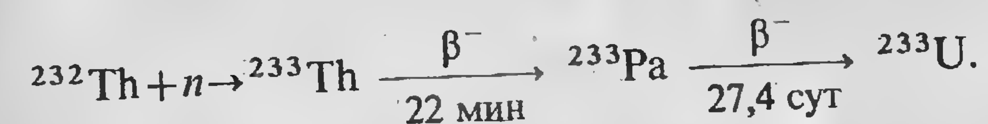
В перспективе возможно использование карбидов урана (UC и UC_2). Они отличаются более высокой плотностью по сравнению с UO_2 и существенно более высокой теплопроводностью. Их недостаток — сравнительно высокая химическая активность со многими реакторными материалами. Карбиды урана уже нашли применение в опытных ЯЭУ с ВТГР, в которых используется так называемое *матричное топливо*. Матрицей служит графит с диспергированными в нем мелкими (десятки или сотни микрометров) частичками из карбида урана.

В будущем возможно использование и других соединений урана, например нитридов, силицидов. Они, так же как и карбиды, обладают повышенной плотностью и теплопроводностью, но более совместимы с реакторными материалами.

При использовании уранового топлива идет накопление вторичного топлива, источником для которого является ^{238}U. Как уже отмечалось, при поглощении нейтронов ^{238}U в результате ряда ядерных превращений переходит в ^{239}Pu, который в природе не встречается.

Из облученного урана плутоний извлекается в чистом виде путем химической переработки, после чего его можно использовать в качестве исходного топлива. Его использование особенно перспективно (с точки зрения достижения максимально возможного КВ) в реакторах на быстрых нейтронах, где ^{239}Pu загружают в активную зону, что определяет ее критичность, а воспроизводящий материал (природный или обедненный уран) размещают в зоне воспроизводства. Широкое применение плутония в качестве ядерного топлива предполагается в виде диоксида PuO_2 и других соединений, подобных урановым. При этом их свойства близки к свойствам урановых соединений.

Кроме уран-плутониевого цикла, реализуемого в настоящее время в ЯР, в перспективе возможен уран-ториевый цикл. При облучении тория нейтронами идут следующие ядерные реакции:



$$^{232}Th + n \rightarrow {}^{233}Th \xrightarrow[22\ \text{мин}]{\beta^-} {}^{233}Pa \xrightarrow[27{,}4\ \text{сут}]{\beta^-} {}^{233}U.$$

Как видно, в результате ряда последовательных превращений сравнительно короткоживущих тория ^{233}Th и протактиния ^{233}Pa накапливается уран ^{233}U, который, как и ^{235}U, является делящимся изотопом, способным расщепляться при облучении нейтронами любых энергий. Его использование в качестве исходного ядерного топлива целесообразно (в отличие от ^{239}Pu) в реакторах на тепловых нейтронах.

В качестве теплоносителей в ядерных реакторах применяются вода (обычная и тяжелая), газы, расплавленные металлы.

Основные требования, предъявляемые к теплоносителю: обеспечение достаточно эффективного теплоотвода при умеренной затрате мощности на перекачку, совместимость теплоносителя с конструкционными материалами и ядерным топливом, слабое поглощение нейтронов, а в реакторах на быстрых нейтронах — низкая замедляющая способность, термическая и радиационная стойкость, малая активация, доступность и умеренная стоимость. Чтобы удовлетворить перечисленным требованиям, выбор того или иного теплоносителя ведут с учетом свойств конструкционных материалов, а также типа ЯР. Так, в реакторах на тепловых нейтронах широко используются обычная вода и газы, а в реакторах на быстрых нейтронах — расплавленный натрий.

В реакторах на тепловых нейтронах в активной зоне размещен замедлитель. Нейтроны деления, образующиеся в процессе расщепления ядер делящегося нуклида, обладают высокой энергией (в среднем около 2 МэВ). Вероятность их взаимодействия с реакторными материалами (в том числе и с ядерным топливом) на много порядков меньше, чем тепловых нейтронов, энергия которых составляет сотые доли электрон-вольта. Поэтому в реакторах на тепловых нейтронах благодаря наличию замедлителя загрузка ядерного топлива, обеспечивающая критическую массу, намного меньше, чем в реакторах на быстрых нейтронах.

Основные требования, предъявляемые к замедлителям, — высокая замедляющая способность и слабое поглощение нейтронов. Первому требованию удовлетворяют в той или иной мере материалы с малым массовым числом, а второму — вода (обычная и тяжелая), графит, бериллий, оксид бериллия. Лучшей замедляющей способностью обладает обычная вода, однако она заметно поглощает нейтроны. Вследствие этого ее коэффициент замедления, равный отношению замедляющей способности к сечению поглощения нейтронов, сравнительно невелик. Наивысший коэффициент замедления имеет тяжелая вода. Несколько уступает тяжелой воде графитовый замедлитель. С нейтронно-физической точки зрения хорошим замедлителем является бериллий. Его использование обеспечивает дополнительную генерацию нейтронов за счет реакций (α, n) и (γ, n). Однако из-за высокой стоимости, токсичности, химической активности при контакте с водой в энергетических реакторах бериллий не используется.

Требования, предъявляемые к конструкционным материалам активной зоны. Материалы, предназначенные для оболочек твэлов, дистанционирующих устройств, корпусов ТВС и технологических каналов (металлы и их сплавы), должны иметь низкое сечение поглощения нейтронов, необходимую механическую прочность, высокую теплопроводность, обладать высокой радиационной и коррозионной стойкостью, быть совместимыми с ядерным топливом и теплоносителем.

Сравнительно слабо поглощают нейтроны и удовлетворяют перечисленным выше требованиям алюминий, магний, цирконий и их сплавы. Однако их применение ограничено температурным уровнем. С повышением температуры их механическая прочность ухудшается и повышается коррозионная активность. Для алюминиевых сплавов предел по температуре особенно низок и составляет 200—250° С. Сплавы магния сохраняют удовлетворительные свойства в контакте с газовым теплоносителем до температуры, несколько превышающей 400° С. В контакте с водным теплоносителем сплав магния нестоек и поэтому не используется. В водоохлаждаемых

реакторах преимущественно применяются циркониевые сплавы, сохраняющие свои характеристики до 400° С. В реакторах с более высокой рабочей температурой теплоносителя используются аустенитные нержавеющие стали. Наконец, в высокотемпературных реакторах с гелием в качестве теплоносителя основным конструкционным материалом является графит.

Для стержней регулирования применяются материалы, сильно поглощающие нейтроны. К ним относятся изотопы бора, гафния, кадмия и некоторые редкоземельные элементы. Широкое применение получили борсодержащие материалы, например бористая сталь с массовым содержанием бора до 3% или карбид бора в виде спрессованного порошка в оболочке. При поглощении нейтронов изотопом бора идет реакция (n, α) и вся энергия α-частиц рассеивается в стержне в виде тепловой энергии. Гафний и кадмий поглощают нейтроны с образованием γ-квантов, энергия которых только частично рассеивается в самом стержне, что определяет меньшее тепловыделение по сравнению с борсодержащими поглотителями.

Корпуса реакторов и другие внутрикорпусные устройства, расположенные вне активной зоны, изготовляются из специальных нержавеющих сталей перлитного и аустенитного классов. Наряду с металлическими корпусами получили применение прочноплотные корпуса из предварительно напряженного железобетона (ПНЖБ).

Основным материалом для биологической защиты вне корпуса реактора служит *тяжелый бетон*. Нейтронная защита внутри корпуса реактора с интегральной компоновкой оборудования первого контура состоит обычно из стальных борированных листов, болванок и труб, заполненных графитом.

1.4. КЛАССИФИКАЦИЯ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

В зависимости от характерных признаков реакторы можно классифицировать по назначению, энергетическому спектру нейтронов, виду замедлителя, по теплоносителю, конструкционному оформлению и др.

1. **По назначению** реакторы подразделяются на *энергетические, исследовательские, транспортные, промышленные, многоцелевые.* В зависимости от назначения на первый план выдвигаются те или иные требования, определяющие конструкционное оформление реактора, его характеристики и режим работы. Так, непременным условием для транспортных реакторов должны быть компактность и маневренность. Исследовательские реакторы, предназначенные для материаловедческих исследований, должны быть высокопоточными, для исследования нейтронно-физических характеристик важно выделить пучки нейтронов с определенной энергией. Промышленные реакторы, предназначенные для наработки

плутония, производства радиоактивных изотопов, опреснения морской воды, относятся, как правило, к классу низкотемпературных и работают в форсированном режиме. Требования к энергетическим реакторам определяются прежде всего экономичностью термодинамического цикла и в связи с этим — стремлением к повышению его параметров. Двух- и многоцелевые реакторы, например для выработки электроэнергии и опреснения морской воды, должны сочетать в себе требования той и другой направленности.

2. **По энергетическому спектру** нейтронов различают *реакторы на тепловых, быстрых* и *промежуточных нейтронах*. Наиболее освоены в настоящее время реакторы на тепловых нейтронах. Они требуют наименьшей удельной загрузки ядерного топлива по делящемуся изотопу. С увеличением энергии нейтронов требуется более высокообогащенное топливо, вследствие чего, несмотря на более высокую удельную загрузку по делящемуся изотопу, критические размеры активной зоны уменьшаются и увеличивается ее удельная энергонапряженность. Эти качества присущи реакторам на быстрых нейтронах, которые в настоящее время находятся в стадии промышленного освоения. Перспектива развития этих реакторов определяется возможностью расширенного воспроизводства ядерного топлива благодаря высокому КВ, который может достигать в них значений, заметно превышающих единицу. Реакторы на промежуточных нейтронах используются только в специальных исследовательских установках. Доминирующее место в настоящее время, как уже упоминалось, занимают реакторы на тепловых нейтронах, в том числе и среди энергетических реакторов.

3. **По виду замедлителя реакторы** на тепловых нейтронах различаются на *легководные, тяжеловодные, графитовые*. Наиболее компактны реакторы с обычной водой в качестве замедлителя. Графитовые реакторы в расчете на единицу мощности имеют наибольшие размеры. Несколько меньшими размерами обладают тяжеловодные реакторы. Это обусловлено замедляющими свойствами замедлителя и связано с пробегом нейтронов при замедлении. Наилучшей замедляющей способностью обладает обычная вода, наихудшей — графит. Примерно в обратном порядке можно расставить указанные замедлители в отношении коэффициента замедления, исключая тяжелую воду, обладающую наивысшим коэффициентом замедления. Именно в тяжеловодных реакторах можно получить критическую массу на природном уране с большим запасом реактивности. С заметно большими ограничениями можно сконструировать реактор на природном уране с графитовым замедлителем. При использовании легководного замедлителя требуется только обогащенный уран, так как вода не только

хорошо замедляет нейтроны, но и заметно поглощает их. В качестве замедлителя можно использовать бериллий. Но из-за его высокой стоимости и токсичности он применяется только в специальных реакторах и чаще в качестве отражателя.

4. **По теплоносителю** реакторы классифицируются на *водоохлаждаемые, газоохлаждаемые, жидкометаллические*. Наиболее распространенный теплоноситель — обычная вода. Тяжелая вода из-за ее высокой стоимости в качестве теплоносителя используется редко и только в реакторах, в которых она может быть и замедлителем. Заметное распространение получил газовый теплоноситель. Это единственно возможный теплоноситель в высокотемпературных реакторах. Расплавленные металлы получили применение в реакторах на быстрых нейтронах.

5. **По структуре активной зоны** различают реакторы *гетерогенные* и *гомогенные*. В гетерогенных реакторах топливо, замедлитель и теплоноситель пространственно разделены. ТВС расположены в них обычно в виде правильной решетки. В гомогенных реакторах используется однородная смесь топлива, замедлителя и теплоносителя в виде раствора, тонкой взвеси или расплавов. Поэтому размножающие свойства таких реакторов одинаковы во всем объеме активной зоны. В гетерогенных реакторах вследствие неоднородности распределения материалов имеют место локальные неравномерности поля нейтронов. Практически все работающие в настоящее время реакторы относятся к гетерогенным. Гомогенные реакторы в силу ряда причин, которые будут рассмотрены ниже, не вышли еще из стадии исследования и единичных опытных установок.

6. **По конструкционному исполнению** реакторы подразделяются на *корпусные и канальные*. В корпусных реакторах давление теплоносителя несет корпус, в канальных — каждый отдельный канал. Это определяется возможностью непосредственного контакта теплоносителя и замедлителя. Там, где это невозможно, теплоноситель протекает в специальных каналах, в которых размещаются ТВС. Стенки каналов рассчитываются на полное давление теплоносителя и предотвращают контакт его с замедлителем.

7. **Реакторы с водным теплоносителем** различаются на *кипящие и с водой под давлением* (без кипения). Это прежде всего относится к реакторам, охлаждаемым обычной водой, — как корпусным, так и канальным. Большинство корпусных реакторов — это реакторы с водой под давлением, канальные реакторы — преимущественно кипящие.

8. **По топливу** классификация реакторов весьма разнообразна: по обогащению (на природном и обогащенном уране), по агрегатному состоянию топлива (на металлическом

природном уране, легированном уране, керамическом топливе, расплавах), по воспроизводящему материалу (с уран-плутониевым или ториевым циклом). Наибольшее распространение пока получили реакторы с твердым керамическим топливом и уран-плутониевым циклом.

1.5. ОСНОВНЫЕ ТИПЫ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕАКТОРОВ

Как видно из предыдущего параграфа, ядерные реакторы существенно различаются между собой в зависимости от назначения и других признаков. Принципиально возможны многочисленные типы ядерных реакторов. Однако практически целесообразных конструкций оказывается не так много. Рассмотрим возможные сочетания для ядерных энергетических реакторов двух основных компонентов — замедлителя и теплоносителя. В табл. 1.1 знаком «+» отмечены целесообразные сочетания (это уже работающие реакторы или существующие реальные проекты).

Таблица 1.1. **Сочетания замедлителя и теплоносителя в ядерных реакторах**

Замедлитель	Теплоноситель			
	H_2O	Газ	D_2O	Жидкий металл
H_2O	+	−	−	−
Графит	+	+	−	−
D_2O	+	+	+	−
Отсутствует	−	+	−	+

Как видно, в *легководных реакторах* целесообразно использовать в качестве теплоносителя только обычную воду. Все остальные теплоносители для использования в энергетических реакторах явно нецелесообразны. Газовый теплоноситель уступает воде по теплосъему, а его применение усложнило бы конструкцию и компоновку активной зоны реактора. Тяжелая вода по стоимости значительно дороже обычной, а по теплофизическим свойствам близка к ней. Из жидких металлов в качестве теплоносителя практически используется только расплавленный натрий. Сочетание его с водным замедлителем исключено. Таким образом, в легководных реакторах с обычной водой в качестве замедлителя и теплоносителя служит вода. Это хорошо известные *водо-водяные* реакторы на тепловых нейтронах корпусного типа *с водой под давлением или кипящие.*

В графитовых реакторах теплоносителем служит обычная вода или газ, а замедлителем — графит. *Графитовые реакторы*

с водным теплоносителем (графитоводные) изготовляются только канального типа, так как контакт воды с графитовой кладкой должен быть исключен. *Графитогазовые реакторы* — реакторы корпусного типа. Тяжелая вода и расплавленные металлы в качестве теплоносителя в этих реакторах применять нецелесообразно.

В тяжеловодных реакторах конкурентоспособны уже три вида теплоносителя. Как видно из табл. 1.1, разнообразие таких реакторов сравнительно велико. В зависимости от вида теплоносителя тяжеловодные реакторы, так же как и графитовые, могут быть канального или корпусного типа. Наибольшее распространение получил пока канальный вариант, даже если в качестве теплоносителя используется тяжелая вода.

В тяжеловодных реакторах весьма перспективны в качестве теплоносителя органические жидкости. Преимущество их заключается в том, что они не требуют высокого давления. По сравнению с использованием водного теплоносителя применение органических жидкостей существенно позволяет упростить схему подвода и отвода коммуникаций теплоносителя, уменьшить толщину стенок каналов в пределах активной зоны, что благоприятно сказывается на балансе нейтронов. Однако использование органических жидкостей в энергетических реакторах осложняется тем, что они разлагаются под действием излучения и повышенных температур. Эта проблема пока остается не решенной до конца.

В реакторах на быстрых нейтронах (без замедлителя) в качестве теплоносителя используются пока только расплавленные металлы, а практически только натрий. Натриевый теплоноситель обеспечивает высокий удельный теплосъем, не требует высокого давления и вполне удовлетворителен по нейтронно-физическим характеристикам. Однако его использование сопряжено с трудностями, которые подробно обсуждаются ниже. Поэтому ведутся работы по выяснению возможности использования других теплоносителей, и прежде всего газового. По сравнению с натриевым теплоносителем газ обеспечивает меньший теплосъем, что неизбежно приводит к необходимости высокого давления в контуре и ограничивает использование газового теплоносителя. Однако в этом направлении ведутся интенсивные работы. В качестве возможного теплоносителя в реакторах на быстрых нейтронах рассматривается водяной пар.

Из энергетических реакторов перечисленных типов наиболее распространены водо-водяные, вслед за ними идут графитовые, затем тяжеловодные и, наконец, реакторы на быстрых нейтронах. Все эти реакторы относятся к гетерогенному типу. Среди энергетических реакторов пока практически нет гомогенных. Однако это не означает, что их не следует рассматривать

на перспективу. В гомогенных реакторах предполагается циркуляция ядерного топлива, находящегося в виде раствора, тонкой взвеси или расплава солей в несущей среде. Все указанные в табл. 1.1 теплоносители можно в принципе считать пригодными в качестве несущей среды. Это говорит о чрезвычайно большом разнообразии возможных типов гомогенных реакторов. В последнее время все большее внимание привлекают реакторы с расплавом урановых солей. Однако возможность использования их и других типов гомогенных реакторов пока еще не ясна. Выбор типа энергетического реактора в конечном итоге определяется требованиями к его надежности и безопасности, степенью сложности и освоенности технологии изготовления основных узлов реактора и другого оборудования.

Глава 2

ВОДО-ВОДЯНЫЕ РЕАКТОРЫ

2.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Преимущественное использование водо-водяных реакторов в ядерной энергетике объясняется рядом причин. К ним прежде всего следует отнести то, что вода оказалась наиболее подходящим материалом для ядерных реакторов в качестве замедлителя и теплоносителя. Надо учесть при этом, что она недифицитна и весьма доступна, издавна используется в различных отраслях техники и поэтому ее свойства хорошо изучены. Как замедлитель вода имеет наивысшую замедляющую способность, поэтому водо-водяные реакторы компактны, обладают сравнительно высоким удельным энерговыделением с единицы объема активной зоны, в связи с чем может быть получена большая мощность с единицы объема. Использование воды одновременно в качестве замедлителя и теплоносителя позволило создать реакторы, сравнительно простые по устройству. Водо-водяные реакторы обладают высокой устойчивостью и саморегулируемостью благодаря отрицательному температурному коэффициенту реактивности. Наведенная активность воды обусловлена короткоживущими нуклидами, что несколько упрощает биологическую защиту и доступ к оборудованию первого контура. Вода как теплоноситель эффективно отводит тепло.

Несмотря на указанные преимущества воды использование ее в ядерных реакторах сопряжено и с рядом трудностей. Сравнительно высокое поглощение нейтронов водой отрицательно сказывается на балансе нейтронов в активной зоне

и предопределяет применение только обогащенного урана, вследствие чего коэффициент воспроизводства в водо-водяных реакторах сравнительно невысок. Сильное замедление нейтронов в воде может привести к большим локальным неравномерностям распределения энерговыделения. Поэтому при конструировании водо-водяного реактора необходимо предусмотреть равномерное распределение воды в активной зоне. Сравнительно высокая коррозионная активность воды с конструкционными материалами требует специальной и дорогостоящей системы водоподготовки, что заметно сказывается на эксплуатационных затратах. Для получения приемлемой температуры необходимо высокое давление. В связи с ограничением температурного уровня для установок с водо-водяными реакторами характерен цикл с насыщенным паром. Удельный тепловой поток при использовании водного теплоносителя ограничен критическими тепловыми нагрузками. Все это необходимо учитывать при сооружении водо-водяных реакторов.

Использование водного теплоносителя позволяет конструировать как реакторы с водой под давлением, так и кипящие. Рассмотрим последовательно теплофизические и конструкционные особенности этих реакторов и перспективы их развития.

2.2. ВОДО-ВОДЯНЫЕ РЕАКТОРЫ С ВОДОЙ ПОД ДАВЛЕНИЕМ

Водо-водяные энергетические реакторы без кипения воды в активной зоне доминируют среди других типов реакторов, эксплуатируемых в мире, в том числе и у нас в стране. Ядерная энергетика в странах СЭВ базируется практически исключительно на реакторах типа ВВЭР (водо-водяные энергетические реакторы). Этот же тип реакторов (PWR — Pressure Water Reactor) используется преимущественно в атомной энергетике США, Франции, ФРГ и ряда других стран. На ранней стадии использования ядерной энергии компактность реакторов этого типа стимулировала их применение в транспортных силовых установках, и к моменту создания первых АЭС эти реакторы в значительной мере уже были освоены.

Первый головной блок с реактором ВВЭР-210 мощностью 210 МВт (эл.) в СССР был пущен в 1964 г. на Нововоронежской АЭС (НВАЭС), в 1967 г. на той же АЭС был введен в эксплуатацию блок с ВВЭР-365, а в 70-е годы — блоки с ВВЭР-440 (рис. 2.1), ставшим серийным реактором для АЭС электрической мощностью блока 440 МВт. Это реактор корпусного типа, активная зона которого с внутрикорпусными устройствами размещена в толстостенном металлическом корпусе, снабженном съемной сферической крышкой. Вертикальный цилиндрический корпус снабжен двумя рядами патрубков для

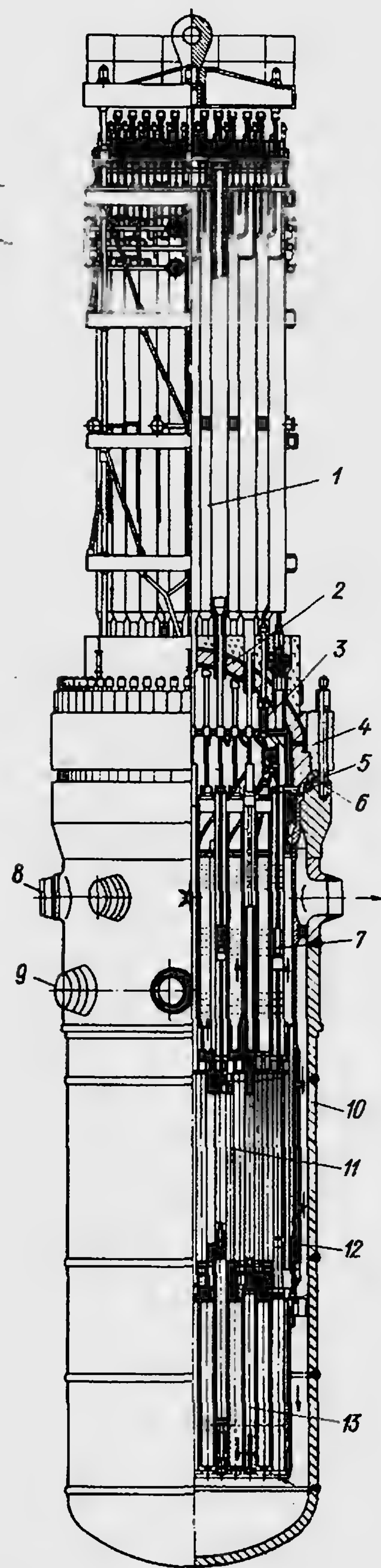


Рис. 2.1. Общий вид ВВЭР-440:
1 — блок с механизмами СУЗ; *2* — съемная крышка; *3* — штуцер для подвода коммуникаций к детекторам контрольно-измерительной системы; *4* — нажимное кольцо; *5* — шпильки; *6* — уплотнение крышки с корпусом; *7* — верхний блок защитных труб; *8* и *9* — патрубки отвода и подвода теплоносителя; *10* — корпус реактора; *11* — активная зона; *12* — подвесная шахта с днищем и экраном; *13* — нижний блок защитных труб

подвода и отвода теплоносителя. Теплоноситель подводится в реактор через нижний ряд патрубков, по кольцевому пространству между корпусом реактора и подвесной шахтой вода опускается вниз и после разворота на 180° поступает через нижний блок защитных труб в активную зону. В активной зоне теплоноситель нагревается и через перфорацию цилиндрической подвесной шахты отводится через верхний ряд патрубков. Восходящее движение теплоносителя через активную зону имеет преимущество, поскольку в случае отключения ГЦН происходит непосредственный переход к естественной конвекции. Это упрощает также схему контроля основных параметров на выходе из активной зоны. При указанном направлении движения теплоносителя корпус реактора охлаждается сравнительно холодной водой. Недостатком восходящего движения теплоносителя через активную зону является то, что под действием перепада давления ТВС могут всплыть. Чтобы этого не произошло, верхний блок защитных труб выполняет роль нажимного устройства.

На рис. 2.2 показан разрез активной зоны сверху и на уровне верхнего ряда патрубков, который в сочетании с рис. 2.1 дает четкое представление о компоновке активной зоны и других внутрикорпусных устройств, а также реактора в целом.

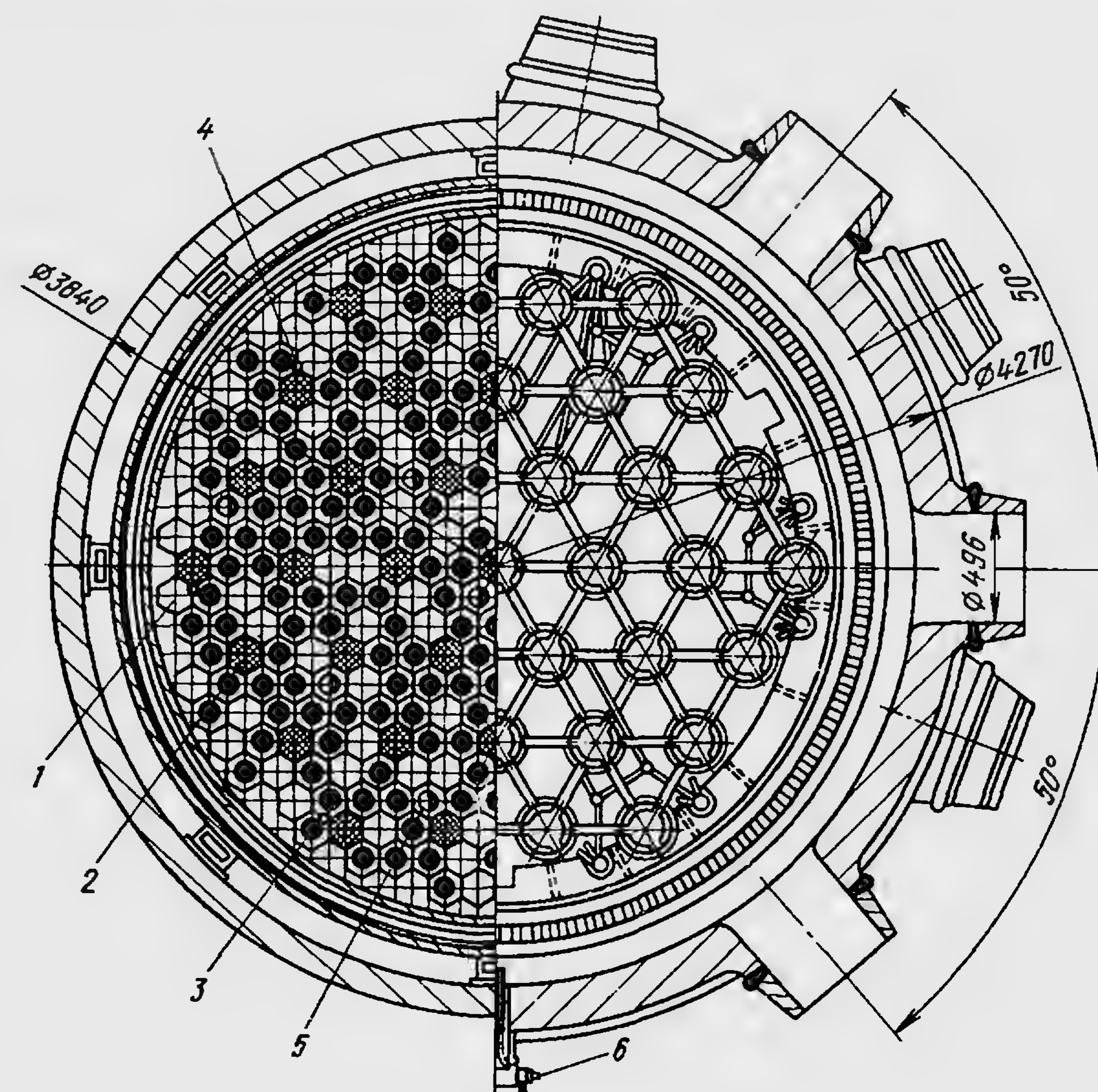


Рис. 2.2. Активная зона реактора ВВЭР-440 (вид сверху):
1 — рабочая ТВС; *2* — подвижная ТВС автоматического регулирования; *3* — канал термоконтроля ТВС; *4* — канал объемного термоконтроля; *5* — канал измерения плотности потока нейтронов; *6* — штуцер для измерения перепада давления теплоносителя в активной зоне

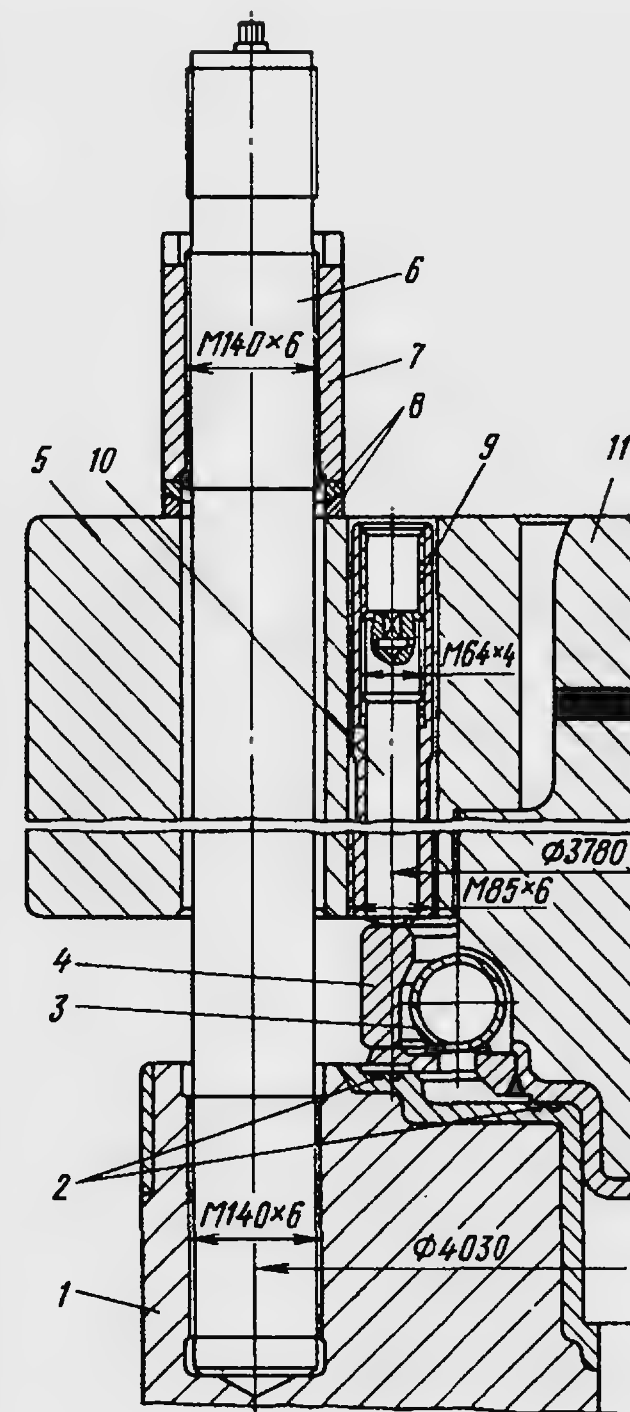
Ответственный элемент водо-водяных реакторов — прочноплотный корпус, несущий высокое давление теплоносителя. В современных энергетических реакторах этого типа давление лежит в диапазоне примерно от 12 до 17 МПа. Диаметр корпуса обычно ограничен его транспортабельностью по железной дороге и не должен превышать 4,5 м по наружному габариту. При указанных давлениях и ограничении по диаметру толщина стенки в неослабленной части корпуса составляет 140—200 мм, а в зоне патрубков она в 2 раза больше (см. рис. 2.2). Корпус изготовляется в заводских условиях из термостойкой перлитной стали, а изнутри делается наплавка (плакировка) слоем 10—20 мм из аустенитной нержавеющей

стали. Назначение наплавки — предотвратить контакт воды с перлитной сталью и тем самым уменьшить выход продуктов коррозии в контур. Кроме того, в воде первого контура вследствие радиолиза всегда имеется то или иное количество свободного водорода и непосредственный контакт теплоносителя с перлитной сталью приводит к ее наводораживанию. Этот контакт необходимо предотвратить, так как наводораживание вызывает охрупчивание стали, она теряет прочность и пластичность. Однако плакировка удорожает изготовление корпуса и накладывает дополнительные ограничения. Последнее связано с тем, что теплофизические свойства перлитной и аустенитной сталей неодинаковы, поскольку они имеют различные коэффициенты температурного расширения и теплопроводности, вследствие чего в местах контакта создаются дополнительные термические напряжения. Поэтому существует определенная тенденция к отказу от наплавки. Одно из возможных решений этой проблемы — поддержание водного режима, при котором образуется прочная оксидная пленка, предотвращающая как коррозию, так и наводораживание перлитных сталей. Однако в этом направлении пока еще нет полной ясности и в подавляющем большинстве корпуса изготовляются с плакировкой.

Корпус состоит из нескольких цельнокованых обечаек, а в нижней части снабжен эллиптическим днищем. В зоне патрубков корпус также состоит из нескольких элементов, включая верхнюю наиболее утолщенную часть, к которой силовыми шпильками крепится верхняя крышка. Последняя выполнена из того же материала, что и корпус, и изнутри плакирована аустенитной нержавеющей сталью. Весьма ответственным является узел уплотнения крышки с корпусом. Между уплотненными поверхностями крышки и корпуса обычно устанавливается металлическая прокладка. Форма ее может быть самой разнообразной: клиновидной, плоской, трубчатой и др. Широкое применение получили так называемые самоуплотняющиеся устройства (рис. 2.3), в которых под действием внутреннего давления в корпусе реактора прокладки оказываются плотно прижатыми к уплотняемым поверхностям. Верхняя крышка с необходимым усилием затягивается через нажимное кольцо силовыми шпильками.

К наружной поверхности подвесной шахты на всю высоту активной зоны (с некоторым перекрытием) крепится тепловой экран, представляющий собой цилиндр, выполненный из нержавеющей стали. Назначение теплового экрана — уменьшить потоки нейтронов и γ-квантов, излучаемых из активной зоны на внутреннюю поверхность толстостенного корпуса, до допустимых значений. Тепловой экран представляет собой сочетание слоев стали и воды. Для этого между подвесной шахтой

Рис. 2.3. Конструкция уплотнения разъема реактора ВВЭР-440:
1 — корпус реактора; *2* — кольцевые прокладки; *3* — торовый компенсатор; *4* — прижимное кольцо; *5* — нажимное кольцо; *6* — шпилька; *7* — гайка; *8* — сферические шайбы; *9* — втулка; *10* — нажимной винт; *11* — крышка реактора



и стальным экраном оставляется зазор в 10—20 мм для протока воды. Таким образом, потоки нейтронов и γ-квантов последовательно ослабляются, проходя слои стали и воды.

Внутри подвесной шахты устанавливается граненый цилиндр (рис. 2.4), боковая поверхность которого имеет пилообразную форму для плотной установки периферийных шестигранных ТВС. Он снабжен верхней дистанционирующей решеткой и нижней опорной плитой. Одновременно граненый цилиндр выполняет роль дополнительной стальной защиты теплового экрана.

Активная зона реакторов типа ВВЭР набирается из сравнительно плотно упакованных шестигранных ТВС, в которых размещено ядерное топливо. Зазор между ТВС в 2—3 мм необходим только для свободной установки и выемки в процессе их перегрузки.

ТВС реактора ВВЭР-440 (рис. 2.5) состоит из верхней головки, корпуса и хвостовика. Корпус шестигранной формы размером под ключ 144 мм. Толщина стенки корпуса ТВС, выполненной из сплава циркония,— около 2 мм. Внутри шестигранной трубы имеются две концевые решетки, в которых закрепляются своими концами стержневые твэлы. Твэлы диаметром 9,1 мм скомпонованы в виде пучка стержней, общее количество которых составляет 127, в том числе одна центральная полая трубка, выполняющая роль каркаса. В одной из концевых решеток твэлы закрепляются жестко, а в другой — с возможностью продольного перемещения при температурных расширениях. В концевых решетках имеются отверстия для

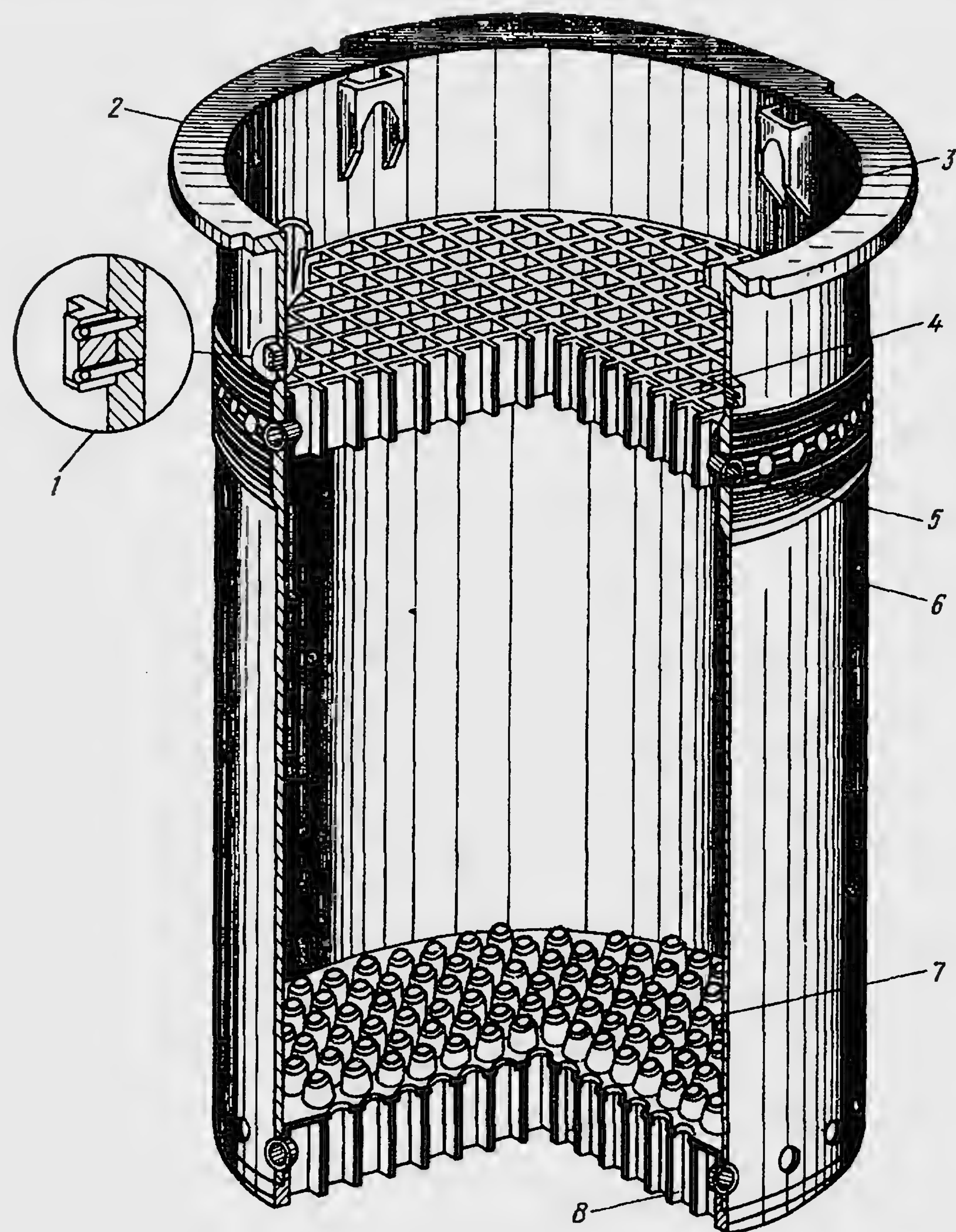


Рис. 2.4. Граненый цилиндр (корзина активной зоны):
1 — направляющие шпонки; *2* — прижимной фланец; *3* — гнезда под захват; *4* — верхняя дистанционирующая решетка; *5* — фиксирующие штифты; *6* — обечайка; *7* — втулки для направления хвостовиков ТВС; *8* — нижняя опорная плита

прохода теплоносителя. Промежуточные дистанционирующие устройства, устанавливаемые на расстоянии, равном 20—30 диаметрам твэлов, предназначены для придания жесткости пучку твэлов и предотвращения его деформации.

В верхней части ТВС расположена специальная головка соответствующей конфигурации, обеспечивающей захват ТВС при их установке, извлечении и транспортировании. Снизу корпус ТВС заканчивается хвостовиком, предназначенным для установки ее в нижнюю опорную плиту граненого цилиндра. Верхняя головка и хвостовик, выполненные из нержавеющей стали, крепятся обычно к циркониевой шестигранной трубе корпуса ТВС потайными болтами, при этом необходимо обеспечить соответствующую прочность крепления. Обеспечение герметичности здесь не столь существенно, так как межкорпусное пространство ТВС, так же как и внутренняя полость ТВС, заполняется проточной водой, выполняющей роль теплоносителя и замедлителя.

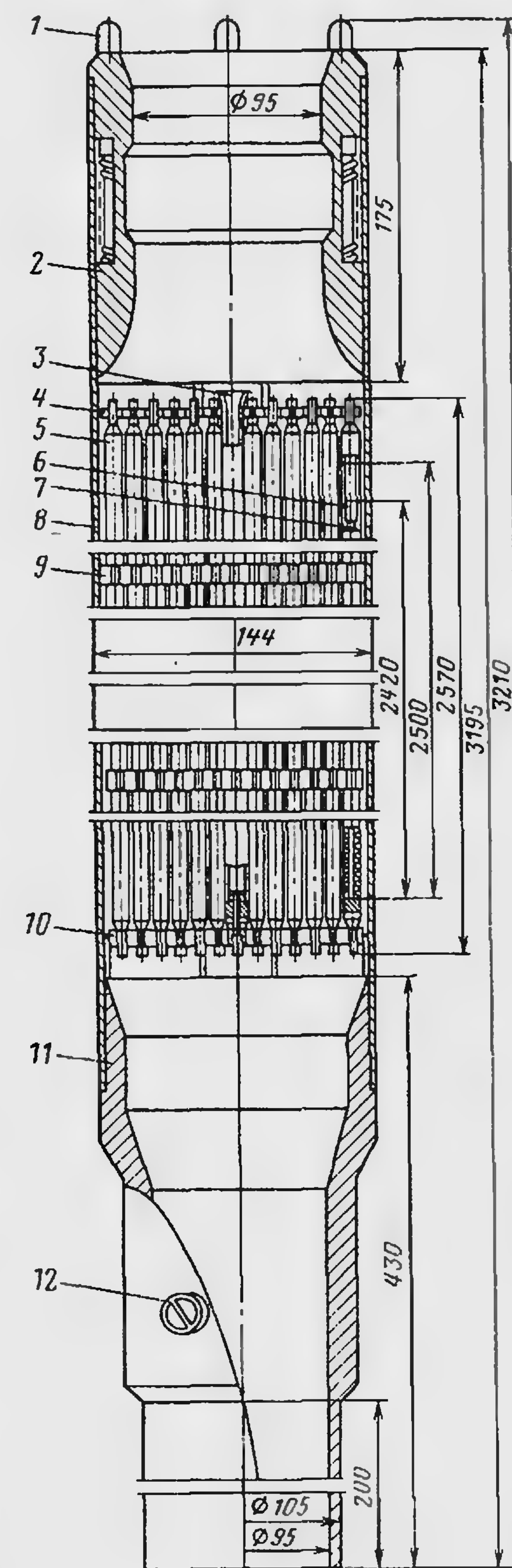
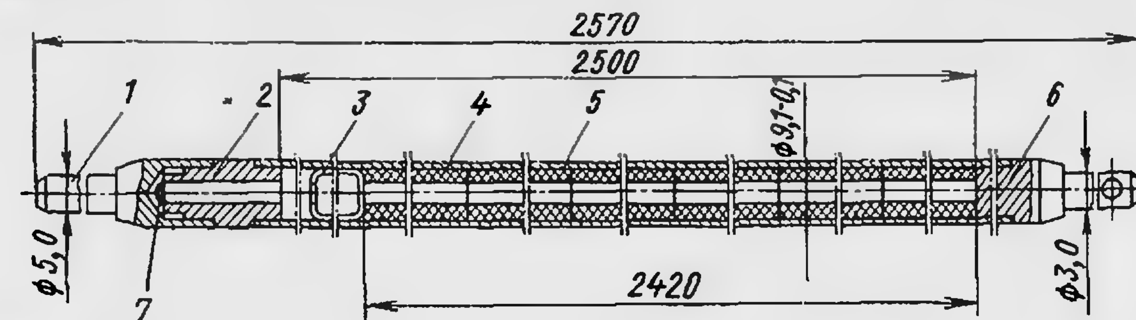


Рис. 2.5. ТВС реактора ВВЭР-440: →
1 — подпружиненные штыри; *2* — головка ТВС; *3* — центральная трубка; *4* — верхняя дистанционирующая решетка; *5* — твэл; *6* — разрезная пружинная втулка; *7* — брикет спеченного диоксида урана; *8* — шестигранный чехол; *9* — промежуточные дистанционирующие решетки; *10* — нижняя дистанционирующая решетка; *11* — хвостовик ТВС; *12* — штырь для фиксации ТВС

Рис. 2.6. Твэл реактора ВВЭР-440:
1 — нижняя заглушка; *2* — промежуточный наконечник с отверстием для заполнения гелием; *3* — упругая втулка-фиксатор; *4* — топливная таблетка; *5* — трубчатая оболочка твэла из цирконий-ниобиевого сплава; *6* — верхняя заглушка с фиксатором; *7* — герметизирующая наплавка



Твэлы ядерного реактора (рис. 2.6) — один из наиболее ответственных его узлов. Они находятся в зоне максимальных температур и облучения и работают в наиболее тяжелых условиях. В то же время выход из строя (разгерметизация твэлов) приводит к опасным последствиям — выходу радиоактивных продуктов деления в контур теплоносителя. Поэтому одна из основных задач при конструировании ядерного реактора — создание надежных твэлов.

Твэлы состоят из топливного сердечника, размещаемого в герметичной оболочке. В водо-водяных реакторах в качестве ядерного топлива используется диоксид обогащенного урана (UO_2).

Как уже отмечалось, недостаток диоксида урана — его сравнительно низкая теплопроводность, что приводит к большому градиенту температуры по сечению топливного сердечника и как следствие — к заметным термическим напряжениям. Предельно допустимая температура такого топливного сердечника составляет около 2800° С и соответствует точке плавления UO_2. В твэлах аккумулируется большое количество тепла, что требует правильной организации теплоотвода и при внезапном ухудшении последнего может привести к аварийной ситуации.

Топливные таблетки изготовляются из порошка UO_2 методом спекания в форме цилиндров размером по высоте в 2—3 диаметра. Таблетки, как правило, имеют центральное отверстие диаметром 1,4—1,6 мм, которое служит дополнительным объемом для скопления газообразных продуктов деления и несколько снижает температуру в центре.

Оболочки твэлов для водо-водяных реакторов изготовляются из металлических трубок, выполненных из сплава на основе циркония. Трубки, заполненные таблетками из UO_2, с торцов герметизируются стальными наконечниками. Наконечники соединяются с циркониевой трубкой специальной сваркой, например аргонодуговой. Внутренняя полость твэлов заполняется инертным газом гелием под небольшим избыточным давлением. Это, в частности, позволяет вести контроль герметичности оболочек как на заводе-изготовителе, так и на месте их использования перед загрузкой в реактор. Сохранение герметичности твэлов предотвращает выход продуктов деления в теплоноситель.

Материал оболочки твэла не должен взаимодействовать с ядерным топливом и теплоносителем во всем диапазоне рабочих температур; должен быть достаточно прочным, чтобы выдержать сравнительно высокое давление, которое создается под оболочкой к концу кампании вследствие накопления газовых продуктов деления; должен обладать хорошей теплопроводностью и слабо поглощать нейтроны. Первым двум

требованиям циркониевые сплавы удовлетворяют до температуры не более 400° С. Температура на поверхности твэлов в водо-водяных реакторах не превышает этого значения, поэтому основным конструкционным материалом в активной зоне реакторов этого типа является сплав циркония. При этих температурах он слабо взаимодействует с водой, сохраняет механическую прочность.

Как уже отмечалось температура сердечника существенно выше температуры циркониевой оболочки. Поэтому между оболочкой и сердечником твэла предусмотрен зазор толщиной 0,05—0,10 мм для компенсации температурных расширений. В процессе работы под оболочкой твэлов скапливается большое количество радиоактивных продуктов деления, в том числе и газообразных. Для скопления газообразных продуктов деления оставляются свободные торцевые объемы. Центральное отверстие в таблетках сердечника также играет роль дополнительной емкости для скапливающихся газовых продуктов деления.

В конструкции активной зоны и внутрикорпусных устройств предусматривается размещение органов регулирования и компенсации избыточной реактивности. В отечественных водо-водяных реакторах первого поколения используются подвижные поглощающие сборки. В серийном варианте ВВЭР-440 общее число сборок равно 349, из них 37 поглощающие. В поглощающей сборке (надставке) (рис. 2.7) размещены борсодержащие элементы, являющиеся сильными поглотителями тепловых нейтронов. Внутренняя полость поглощающей сборки заполнена водой, что обеспечивает замедление быстрых нейтронов, проникающих практически беспрепятственно в эту полость, до тепловых энергий с последующим их поглощением. Подобная конструкция поглощающей сборки получила название *нейтронной ловушки*. Она эффективна по отношению не только к тепловым нейтронам, но и к быстрым.

Поглощающие сборки, имеющие сравнительно большой размер, снабжены вытеснителями. Как уже отмечалось, вода, являющаяся сильным замедлителем, должна быть равномерно распределена по сечению активной зоны. При извлечении поглощающей сборки ее место в активной зоне занимает вытеснитель, представляющий собой точную копию шестигранной сборки.

Вытеснителем может служить подвижная ТВС (рис. 2.8), сцепленная с хвостовиком поглощающей надставки. В этом случае действие на реактивность оказывает не только извлечение поглотителя из активной зоны, но и введение дополнительного количества топлива, что существенно повышает эффективность подобной конструкции. Подвижная ТВС отличается от неподвижной конструкцией верхней головки

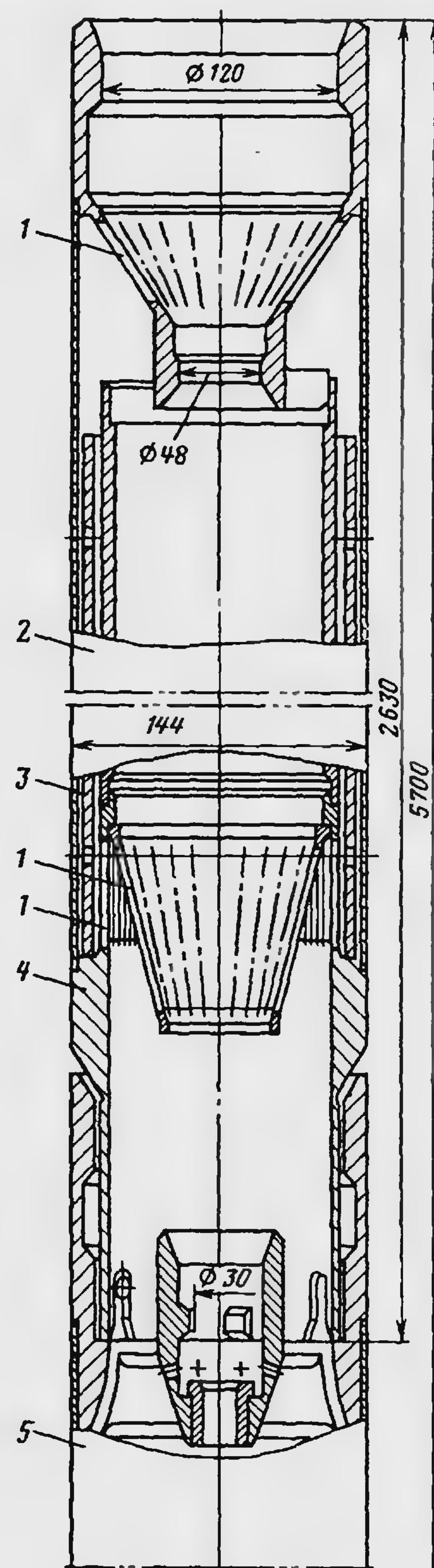


Рис. 2.7. Поглощающая надставка регулирующей сборки:
1 — отверстия для прохода воды; *2* — шестигранная труба; *3* — вкладыш из бористой стали; *4* — хвостовик; *5* — подвижная ТВС

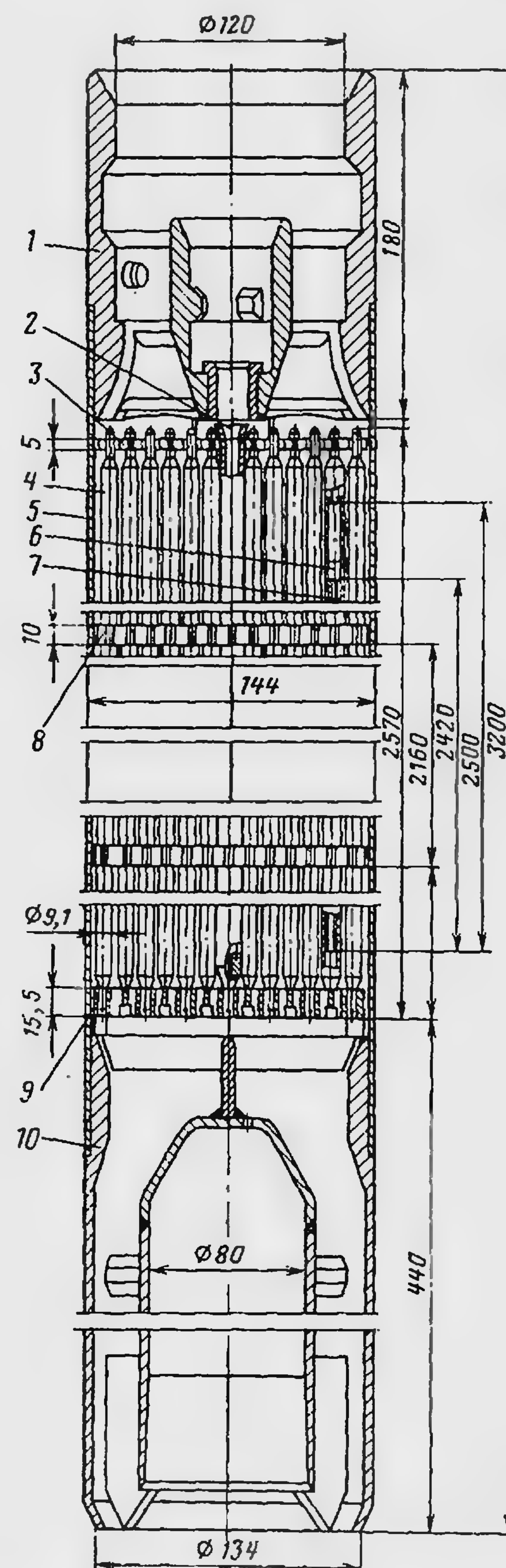


Рис. 2.8. Подвижная ТВС:
1 — головка с захватом под привод; *2* — центральная труба; *3* — верхняя дистанционирующая решетка; *4* — тепловыделяющий элемент; *5* — шестигранный чехол; *6* — разрезная пружинная втулка; *7* — брикет спеченного диоксида урана; *8*, *9* — промежуточная и нижняя дистанционирующая решетки; *10* — хвостовик с цилиндром для демпфера

и хвостовика. Верхняя головка имеет устройство для сочленения с поглощающей надставкой, а хвостовик снабжен гидравлическим демпфером для смягчения удара при свободном падении системы (сборки АРК). В связи с этим требования к надежности подвижной ТВС существенно повышаются по сравнению с требованиями к неподвижной ТВС. Поэтому для безопасности в ряде случаев в качестве вытеснителя используются «ложные сборки», выполняемые из циркониевого сплава.

Приводы подвижных поглощающих сборок размещены в верхней части герметичных чехлов, расположенных на верхней съемной крышке (блок с механизмами СУЗ, см. рис. 2.1) и находящихся под давлением теплоносителя в реакторе. Продолжением герметичных чехлов являются защитные трубы, расположенные внутри корпуса реактора, как над активной зоной, так и под ней. Через верхний блок защитных труб (рис. 2.9) над активной зоной проходят соединительные штанги приводов СУЗ; в них находятся также поглощающие сборки, когда они подняты в верхнее положение. Нижние защитные трубы (под активной зоной) служат для размещения вытеснителей, когда они находятся в нижнем положении. Как те, так и другие защитные трубы являются направляющими чрезвычайно вытянутых по высоте органов СУЗ, а также предохраняют их от вибраций, вызываемых поперечными токами теплоносителя. Кроме того, верхний блок защитных труб выполняет роль нажимного устройства, предотвращающего всплытие ТВС в результате гидравлического сопротивления активной зоны. На нем крепятся также коммуникации к датчикам внутриреакторных измерений.

Дополнительно для компенсации избыточной реактивности в водо-водяных реакторах используется так называемое *жидкостное регулирование*. Суть его заключается в том, что в циркулирующий водный теплоноситель дозируется борная кислота, концентрация которой зависит от избыточной реактивности и изменяется в процессе работы: она максимальна после очередной перегрузки топлива, а к концу кампании борная кислота практически полностью выводится.

Перегрузка топлива водо-водяных реакторов производится после полного отключения нагрузки и остановки реактора. Перегрузка реакторов этого типа на ходу в принципе трудноосуществима по ряду причин. Сложной технической задачей является обеспечение надежной герметичности шлюзов, через которые можно было бы производить перегрузку топлива из активной зоны, находящейся в корпусе высокого давления. Чрезвычайно затруднено и размещение шлюзов, так как водо-водяные реакторы весьма компактны, а верхняя крышка практически полностью занята приводами СУЗ. ТВС имеют значительные размеры, и извлечение одной из них заметно

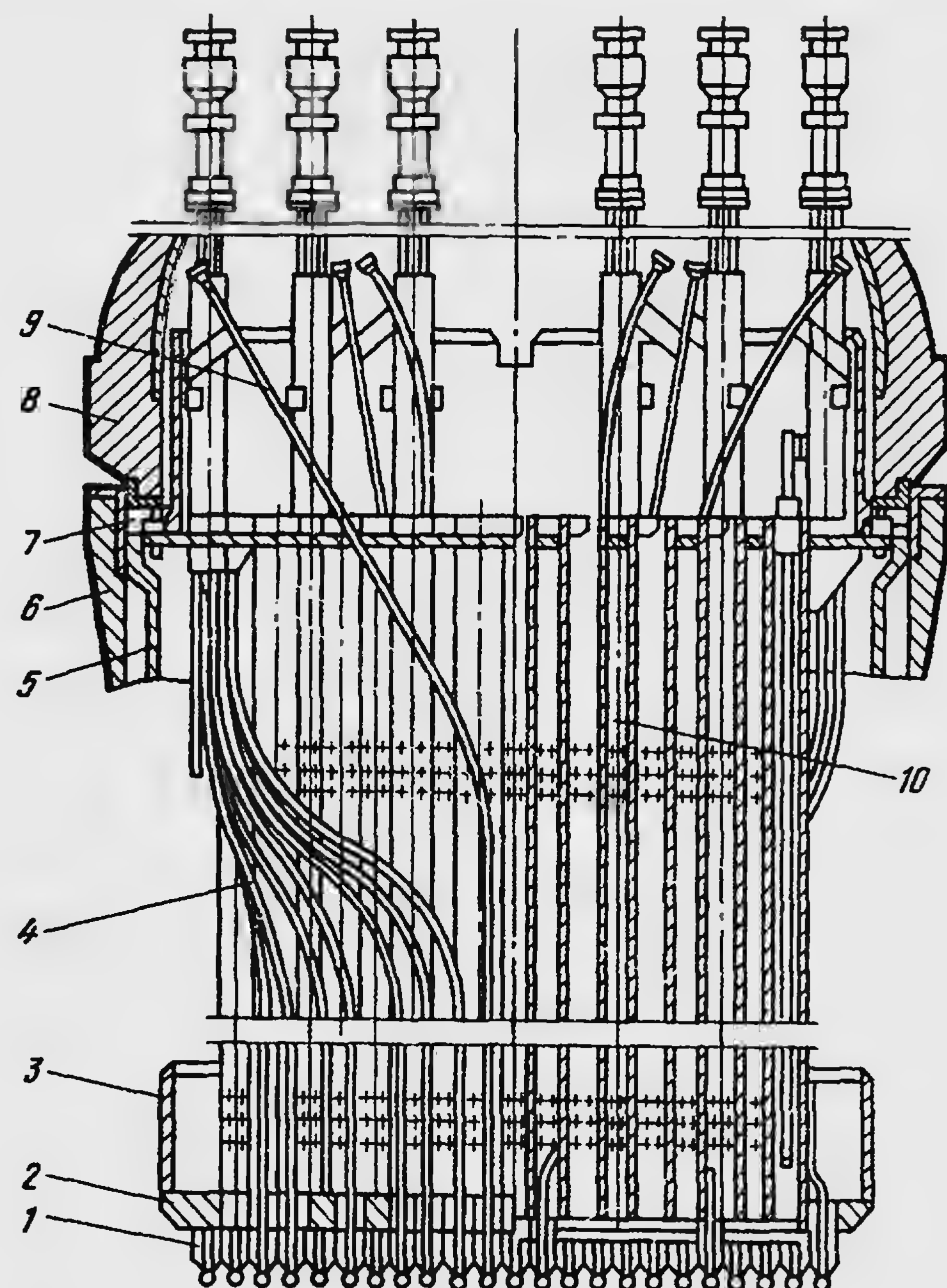


Рис. 2.9. Верхний блок защитных труб реактора ВВЭР-440:
1 — ловители ТВС; *2* — плита; *3* — дистанционирующая обечайка; *4* — трубка датчиков температурного контроля; *5* — обечайка шахты; *6* — корпус реактора; *7* — пружина; *8* — крышка реактора; *9* — трубка датчиков энерговыделения; *10* — защитная труба

скажется на реактивности. Наконец, извлекаемые отработавшие ТВС должны непрерывно замещаться свежими, чтобы не допустить образования больших объемов воды на месте извлекаемой ТВС. Все это чрезвычайно затрудняет перегрузку топлива на ходу и вынуждает производить ее только после выключения реактора.

После снятия нагрузки реактор приводится в подкритическое состояние, расхолаживается и постепенно сбрасывается давление. Подкритичность обеспечивается вводом в активную зону всех поглощающих сборок, а в теплоноситель дозируется дополнительно сравнительно большое количество борной кислоты. Поглощающие сборки расцепляются с приводами, крышка разуплотняется, и вместе с блоком приводов СУЗ транспор-

тируется на специально отведенное для нее место. Из корпуса извлекается верхний блок защитных труб, после чего обеспечивается сравнительно свободный доступ к ТВС. Компоновочная схема транспортно-технологического оборудования для перегрузки топлива приведена на рис. 2.10. Перед началом перегрузки вся надреакторная шахта заливается водой слоем толщиной более 10 м, т. е. до уровня отметки «б» в долговременном хранилище. Таким образом, выгрузка и транспортирование отработавших ТВС в долговременное хранилище (бассейн выдержки) производятся под слоем воды, что обеспечивает съем остаточного тепловыделения и биологическую защиту. Все эти мероприятия обусловливают сравнительно несложные требования к оборудованию по перегрузке. Оно представляет собой напольную машину типа мостового крана, размещенную над реакторной шахтой и снабженную подвижной тележкой с перегрузочной телескопической штангой. Передвижение моста и тележки координировано по отношению ко всем ТВС, размещенным в активной зоне. Перегрузочная штанга, снабженная захватом под верхнюю головку ТВС, обеспечивает надежное их сцепление при извлечении и транспортировании. С помощью тех же устройств на место отработавших ТВС устанавливаются свежие. Последняя операция может производиться без воды в надреакторной шахте, что облегчает технологический процесс. Все операции, связанные с подготовкой к перегрузке со съемом крышки, производятся в обратном порядке, и реактор готовится к пуску.

Трудоемкость и продолжительность подобного способа перегрузки весьма значительны. Общая продолжительность от момента выключения реактора до пуска занимает несколько недель (обычно в пределах месяца). При этом длительность собственно операций по перегрузке не превышает (а то и меньше) время подготовительных операций, особенно связанных с разуплотнением и последующим уплотнением верхней крышки. Поскольку блок на время перегрузки отключается полностью, перегрузка водо-водяных реакторов производится сравнительно редко, обычно один раз в год, с заменой только 1/3 отработавших ресурс ТВС, а остальные после их перестановки для выравнивания энерговыделения по сечению активной зоны продолжают работать. Таким образом, *кампания* — время, за которое ядерное топливо в активной зоне полностью заменяется,— составляет 3 года. При этом свежее топливо при каждой очередной частичной перегрузке загружается на периферию активной зоны, а в центральной области размещается вперемежку частично выгоревшее топливо, простоявшее соответственно 1 и 2 года.

Водо-водяные реакторы относятся к сравнительно высоконапряженным аппаратам (глубина выгорания в них достигает

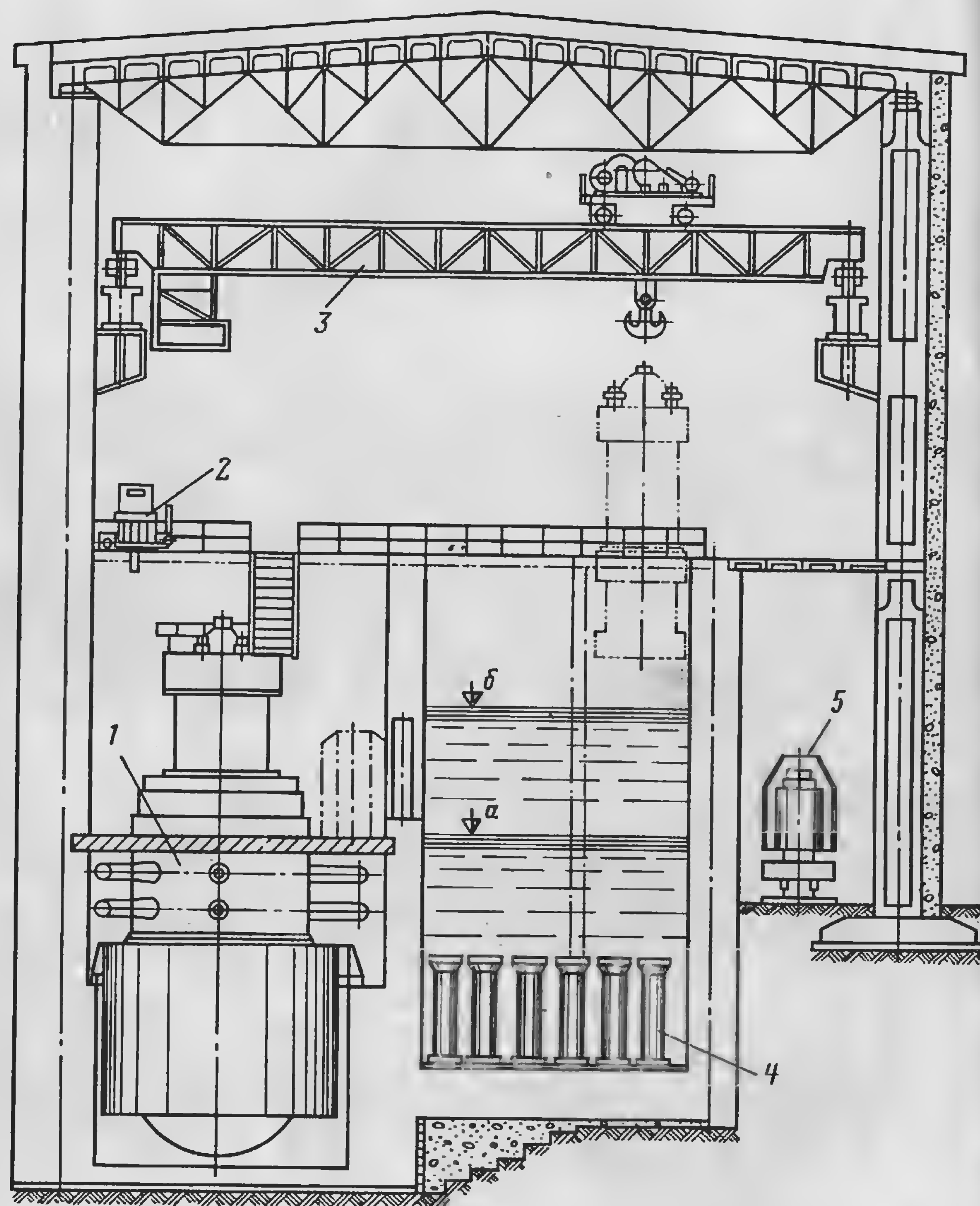


Рис. 2.10. Компоновочная схема транспортно-технологического оборудования для перегрузки топлива на АЭС с реактором ВВЭР:
1 — реактор; *2* — перегрузочная (напольная) машина; *3* — мостовой кран реакторного зала; *4* — чехол для отработавших ТВС; *5* — транспортный контейнер; *а* — нормальный уровень воды в долговременном хранилище; *б* — уровень воды во время перегрузки топлива

3% и более), а перегрузка ядерного топлива в них производится редко, поэтому требуется большое количество компенсирующих средств, необходимых для подавления избыточной реактивности после каждой частичной перегрузки активной зоны. Надо учесть также, что эти реакторы весьма компактны и для размещения подвижных поглощающих органов, которые выполняют функции тонкого регулирования, компенсации избыточной реактивности и быстрого аварийного выключения, место весьма ограничено. Кроме того, большое количество подвижных поглощающих сборок может привести к заметным перекосам распределения энерговыделений по высоте активной зоны. Поэтому компенсация медленных изменений реактивности, связанных с выгоранием топлива, осуществляется борным регулированием, не искажающим распределение энерговыделения по объему активной зоны. Подвижными поглощающими сборками компенсируется температурный эффект; при разогреве реактора от холодного до горячего состояния они практически полностью выводятся из активной зоны.

Для компенсации избыточной реактивности в начале кампании (после очередной частичной перегрузки) в водо-водяных реакторах иногда используется еще так называемый *выгорающий поглотитель*. Его концентрация строго дозируется из условия, чтобы к концу кампании он полностью выгорел. В качестве выгорающего поглотителя широко применяется бор. В некоторых ВВЭР-440 в пучке из 126 стержней в шести вместо топливных таблеток из диоксида урана находится борированный цирконий с массовым содержанием бора 0,5—1,0%. Такие стержни называют стержнями выгорающего поглотителя (СВП). Концентрация выгорающего поглотителя в СВП и расположение последних выбираются с учетом выравнивания распределения энерговыделения по объему активной зоны. В последних серийных ВВЭР-440 СВП отсутствует.

Накоплен большой опыт эксплуатации водо-водяных реакторов как у нас в стране, так и за рубежом. Их совершенствование шло по пути повышения надежности и безопасности, улучшения теплофизических характеристик и повышения единичной мощности. Существенное повышение единичной мощности реактора при сравнительно небольшом изменении размера корпуса было достигнуто за счет следующих факторов:

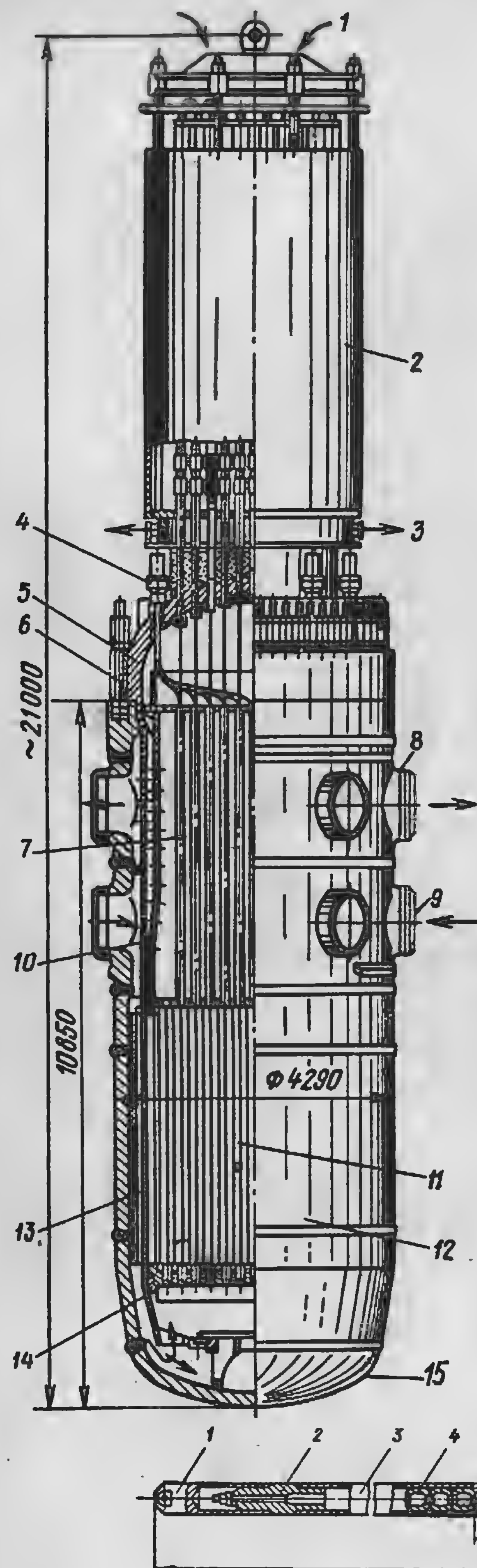
1) увеличения параметров (давления и температуры) и расхода теплоносителя;

2) увеличения объема активной зоны;

3) выравнивания распределения энерговыделения по объему активной зоны;

4) совершенствования внутриреакторных измерений, что позволило уменьшить неоправданные запасы основных теплофизических величин до предельно допустимых.

Вслед за реакторами первого поколения электрической мощностью в несколько сотен мегаватт появились реакторы



единичной мощностью тысяча мегаватт и более. У нас в стране после пуска головного блока в 1980 г. вышли в серию блоки АЭС с ВВЭР-1000 (рис. 2.11). Его активная зона размещена в цилиндрическом толстостенном корпусе, диаметр которого, включая размеры подводящих и отводящих патрубков, не превышает 4,5 м. В отличие от ВВЭР-440 корпус реактора ВВЭР-1000 изготовляется на заводе с укороченными патрубками, что позволило несколько увеличить диаметр самого корпуса при сохранении общего железнодорожного габарита. Схема подвода и отвода теплоносителя остается прежней с восходящим движением через активную зону. Об-

←
Рис. 2.11. Общий вид реактора ВВЭР-1000:
1, *3* — подвод и отвод охлаждающего воздуха; *2* — верхний блок с приводами СУЗ; *4* — штуцер для подвода коммуникаций внутриреакторных измерений; *5* — съемная крышка; *6* — шпильки крепления крышки с корпусом; *7* — верхний блок защитных труб с перфорированной обечайкой; *8*, *9* — патрубки теплоносителя; *10* — подвесная шахта; *11* — активная зона; *12* — корпус реактора; *13* — тепловой экран; *14* — нижняя опорная решетка; *15* — эллиптическое днище

Рис. 2.12. Твэл реактора ВВЭР-1000:
1 — нижний наконечник; *2* — промежуточная заглушка; *3* — оболочка твэлов; *4* — распорные втулки-фиксаторы; *5* — таблетки; *6* — верхний наконечник

щим является и то, что активная зона состоит из плотной упаковки шестигранных ТВС, набранных из стержневых твэлов (рис. 2.12). Однако ТВС в ВВЭР-1000 имеет заметно больший размер в поперечнике (размер шестигранника под ключ составляет 234 мм) и соответственно большее число стержней. В отличие от ВВЭР-440 в ВВЭР-1000 шестигранная ТВС бесчехловая (рис. 2.13), что обеспечивает перемешивание теплоносителя в радиальном направлении и предотвращает различие перепадов давления в параллельных каналах. В связи с укрупнением основного оборудования первого контура диаметр подводящих и отводящих патрубков увеличен по сравнению с их диаметром в ВВЭР-440 с 500 до 850 мм, а число циркуляционных петель уменьшено с 6 до 4.

В ВВЭР-1000 используются принципиально другие органы СУЗ. Вместо подвижных поглощающих сборок здесь применено кластерное регулирование. Всего в ТВС находится 331 стержень, из них 312 твэлов, 18 направляющих трубок для пэлов и одна центральная каркасная трубка. Все 18 подвижных поглощающих стержней имеют один общий привод. В ВВЭР-1000 используются электромагнитные приводы с шаговым двигателем. Это дает определенные преимущества по сравнению с ВВЭР-440, где используются синхронные вращающиеся двигатели и необходимо вращательное движение ротора преобразовывать в поступательное перемещение поглощающего стержня. Кроме того, охлаждение приводов СУЗ в ВВЭР-1000 воздушное, что вполне обеспечивает теплоотвод, а в ВВЭР-440 — водяное. При использовании кластеров отпала необходимость в вытеснителях, так как при их перемещении объем воды в активной зоне не изменяется. Это позволило уменьшить размер корпуса по высоте. Преимуществом кластеров является еще и то, что они относятся к «легким» органам СУЗ и сравнительно слабо искажают распределение энерговыделения по сравнению с «тяжелыми» — поглощающими сборками. Заметим, что в серийном блоке АЭС с ВВЭР-1000 из 163 ТВС только 61 содержит кластеры (механическую систему регулирования).

В ВВЭР-1000 наряду с механической системой регулирования используются борное жидкостное регулирование и выгорающие поглотители. Перегрузка топлива, так же как и в ВВЭР-440, производится при полном выключении реактора, со съемом верхней крышки и с тем же годичным циклом.

На основе реакторов ВВЭР-1000 планируется дальнейшее наращивание мощностей АЭС в СССР на ближайшие десятилетия. На смену головному блоку, установленному на НВАЭС, вступили в строй модернизированные и серийные блоки с ВВЭР-1000 на Южно-Украинской, Калининской, Запорожской, Балаковской, Ровенской и других АЭС. Новые АЭС с ВВЭР-440 в нашей стране уже не вводятся

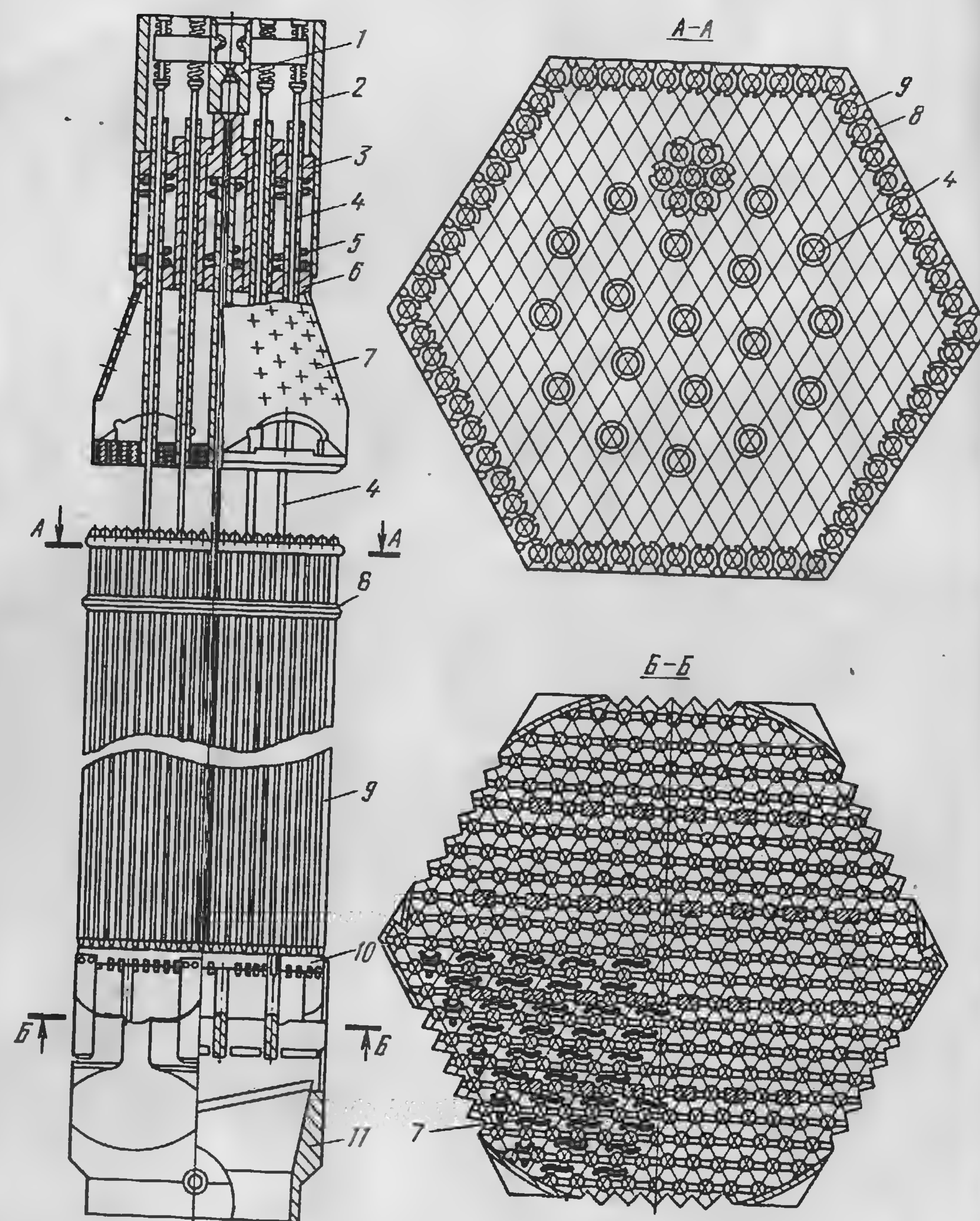


Рис. 2.13. ТВС реактора ВВЭР-1000:
1 — траверса регулирующих стержней; *2* — пэл; *3* — подвижная часть головки; *4* — направляющая трубка пэлов; *5* — пружина; *6* — неподвижная часть головки; *7* — отверстия для прохода теплоносителя; *8* — дистанционирующая решетка; *9* — твэл; *10* — опорная нижняя решетка; *11* — хвостовик

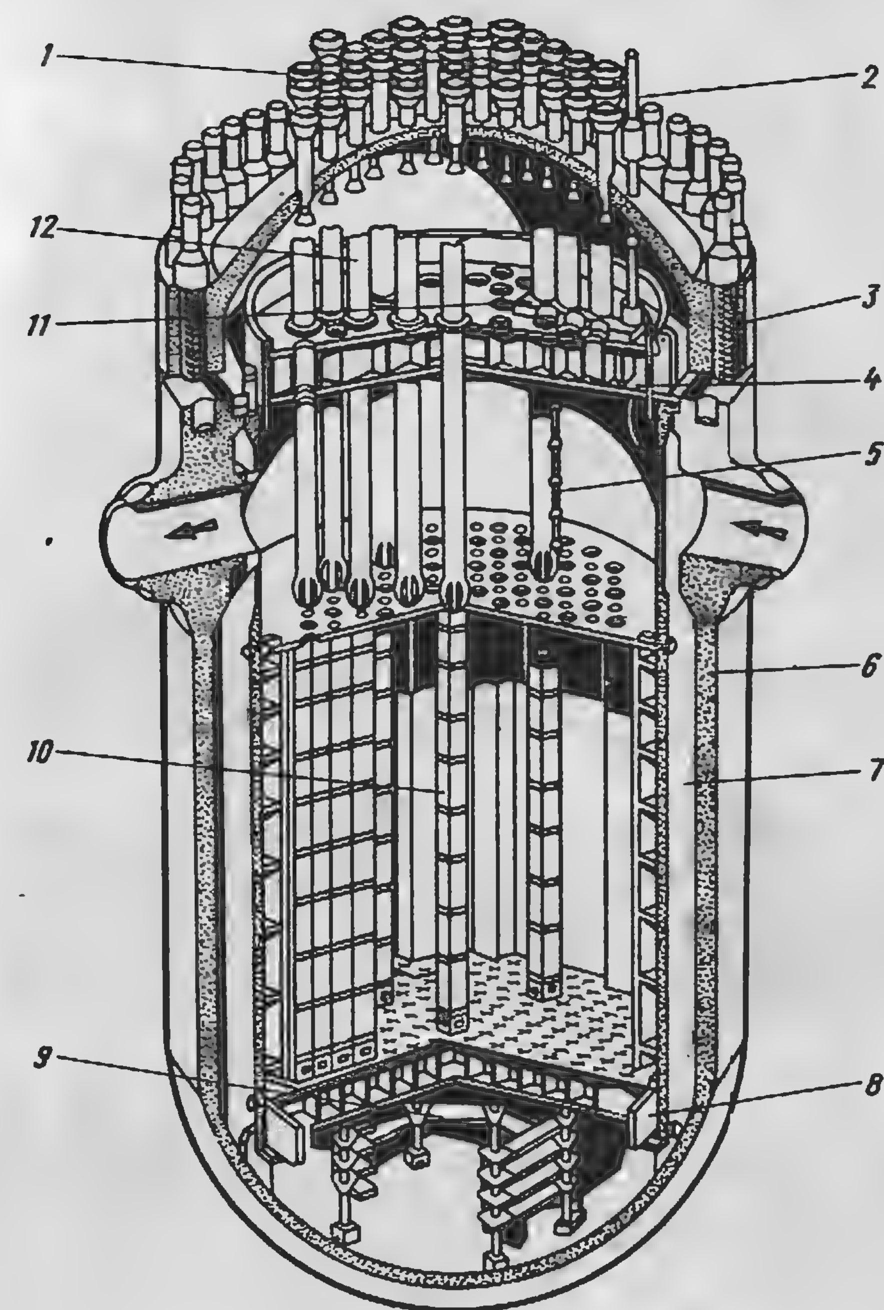


Рис. 2.14. Общий вид реактора PWR мощностью 1300 МВт (эл.):
1 — канал для органа регулирования; *2* — канал системы внутриреакторного контроля; *3* — крышка корпуса реактора; *4* — верхняя решетка; *5* — направляющая труба датчика внутриреакторного контроля; *6* — корпус реактора; *7* — тепловой экран; *8* — нижняя решетка; *9* — опорная конструкция; *10* — активная зона; *11* — оснастка канала; *12* — направляющая труба органа регулирования

в эксплуатацию, но эти реакторы идут на экспорт в страны СЭВ и другие зарубежные страны.

Как уже отмечалось, в зарубежной практике западных стран широкое применение на АЭС получили водо-водяные реакторы типа PWR. Рассмотрим конструкцию реактора мощностью 1300 МВт (эл.) на примере реактора фирмы Kraftwerk Union (ФРГ). Реакторы PWR других фирм (США, Франции и др.) отличаются от них несущественно как по конструктивному оформлению, так и по мощности.

PWR (рис. 2.14) — реактор корпусного типа, работающий под высоким давлением водного теплоносителя, некипящий.

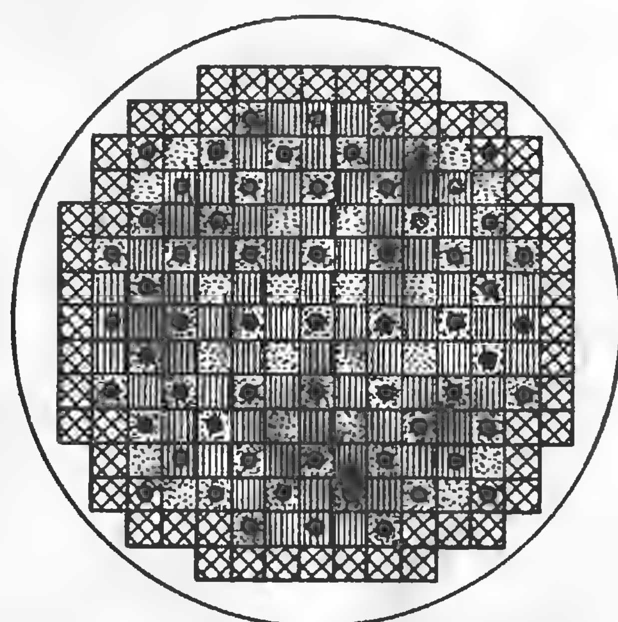




Рис. 2.15. Расположение ТВС первой топливной загрузки в активной зоне реактора PWR (*1* — ТВС с органами регулирования)

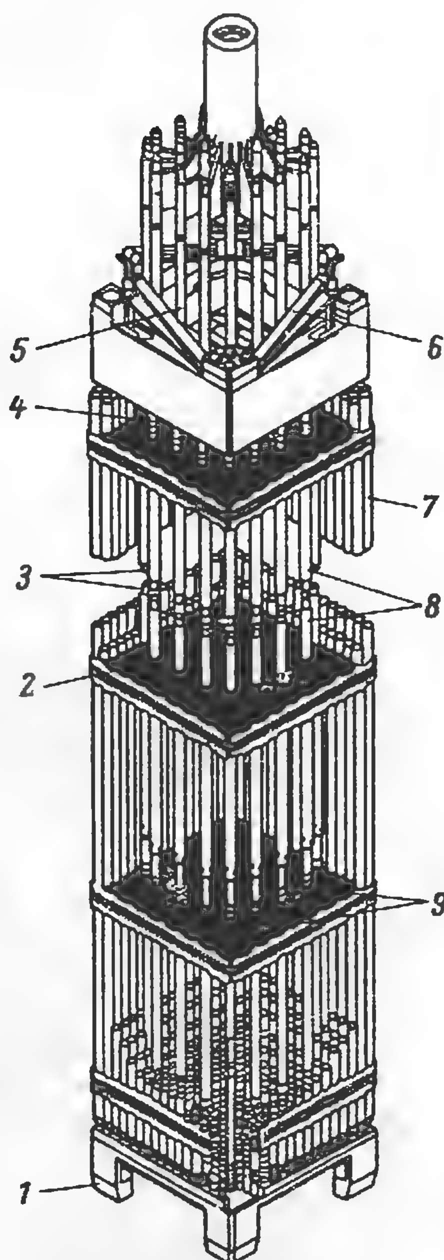


Рис. 2.16. ТВС реактора PWR:
1 — нижний концевик; *2*, *9* — дистанционирующие решетки; *3* — регулирующий стержень; *4* — верхний концевик; *5* — пучок регулирующих стержней; *6* — прижимная пружина; *7* — твэл; *8* — направляющая труба для регулирующих стержней

Толстостенный корпус внутренним диаметром 5 м снабжен четырьмя подводящими и четырьмя отводящими патрубками, расположенными в верхней части корпуса на одном уровне. Диаметр патрубков и трубопроводов первого контура 750 мм. Внутренняя поверхность всего первого контура, включая съемную сферическую крышку, плакирована слоем аустенитной нержавеющей стали.

Активная зона (рис. 2.15) набрана из квадратных ТВС, содержащих пучок стержневых твэлов с диоксидом обогащенного урана. ТВС бесчехловая (рис. 2.16), она включает в себя наряду с пучком твэлов подвижные поглощающие элементы (пэлы), объединенные в верхней части ТВС одним общим приводом. Основной конструкционный материал (оболочек твэлов и других элементов ТВС) — сплав циркония (циркалой-4), а для пэлов используется в качестве поглощающего материала карбид бора или серебряно-индиево-кадмиевый

сплав. Для компенсации реактивности наряду с механической системой регулирования (подвижными пучками пэлов) используется жидкостное борное регулирование.

Перегрузка топлива в реакторах PWR, как и в реакторах ВВЭР, осуществляется при полном сбросе нагрузки и со съемом крышки. Загрузка топлива при каждой частичной перегрузке ведется ТВС с обогащением урана 3,4% в периферийную область активной зоны. Выгрузка отработавших свой ресурс ТВС осуществляется из центральной зоны.

Как видно, реакторы типа ВВЭР и PWR имеют много общего. Это относится не только к конструкционному оформлению и используемым материалам, но и к эксплуатационным характеристикам. В табл. 2.1 приведены основные характеристики реакторов ВВЭР-440, ВВЭР-1000 и PWR мощностью 1300 МВт (эл.).

Таблица 2.1. **Основные характеристики реакторов ВВЭР и PWR**

Характеристика	ВВЭР-440	ВВЭР-1000	PWR
Реактор			
Мощность, МВт:			
тепловая	1375	3000	3780
электрическая	440	1000	1300
КПД (брутто), %	32	33.3	34,1
Активная зона			
Эквивалентный диаметр, м	2.88	3,16	3,6
Высота, м	2,5	3.5	3,9
Энергонапряженность, МВт/м³	83	110	95
Количество ТВС	349	163	193
Масса загружаемого топлива, т	42	80	103.5
Глубина выгорания выгружаемого топлива, МВт·сут/кг	28,6	40	35
Доля перегружаемого топлива в год	1/3	1/3	1/3
ТВС и органы регулирования			
Топливо	UO_2	UO_2	UO_2
Обогащение догружаемого топлива, %	3,3	4,4	3,4
Форма и вид ТВС	Шестигранная, чехловая	Шестигранная, бесчехловая	Квадратная, бесчехловая
Толщина стенки чехла, мм	2	—	—
Размер между центрами ТВС, мм	147	234	230
Размер ТВС под ключ, мм	144	234	230*
Полное число стержней ТВС	127	331	256
В том числе: твэлов	126	312	235—239

Характеристика	ВВЭР-440	ВВЭР-1000	PWR
направляющих трубок для пэлов	—	18	16—20
центральных каркасных трубок	1	1	1
Диаметр стержней в ТВС, мм:			
твэлов	9,1	9,1	10,75
направляющих трубок пэлов	—	12,6	10,75
центральной каркасной трубки	13,3	13,3	10,75
Шаг решетки, мм	12,2	12,75	14,3
Материал оболочки твэлов	Zr+1%Nb	Zr+1%Nb	Циркалой-4
Толщина оболочки твэла, мм	0,6	0,7	0,725
Зазор между оболочкой твэла и топливным сердечником, мм	0,1	0,1	0,1
Диаметр центрального отверстия топливной таблетки, мм	1,4	1,4	1,4
Тип поглощающего стержня	Нейтронная ловушка	Кластер	Кластер
Количество органов регулирования или ТВС с кластерами	37	61	61
Корпус реактора			
Внутренний диаметр, м	3,56	3,91	5,0
Толщина корпуса в неослабленной части, мм	140	190	250
Высота (без съемной крышки), м	11,8	10,8	13,2
Диаметр патрубков, мм	500	850	750
Первый контур			
Число петель	6	4	4
Расход теплоносителя, т/с	8,29	16,23	18,8
Давление теплоносителя, МПа	12,5	16,0	15,8
Температура теплоносителя, °С:			
на входе	269	290	292
на выходе	300	322	326
Второй контур			
Давление пара, МПа	4,4	6,0	6,8
Температура насыщенного пара, °С	256	276	285

* Размер стороны квадрата.

Дальнейшая модернизация реактора этого типа ведется в направлении повышения его внутренней безопасности за счет отрицательных эффектов реактивности по всем параметрам

(температуре, мощности, плотности и др.), а также совершенствуются внешние противоаварийные средства, и прежде всего система аварийного охлаждения зоны (САОЗ). Ведутся разработки по повышению единичной мощности. Так, в нашей стране разрабатываются реакторы мощностью 1,5—2,0 ГВт (эл.) за счет увеличения диаметра корпуса реактора.

2.3. КИПЯЩИЕ ВОДО-ВОДЯНЫЕ РЕАКТОРЫ

В кипящих водо-водяных реакторах пар непосредственно генерируется в активной зоне и направляется для дальнейшей работы в турбину. Отсюда вытекают очевидные преимущества кипящих реакторов по сравнению с некипящими, которые заключаются в следующем:

1) отсутствует промежуточное звено — парогенератор с большими поверхностями нагрева, что упрощает схему АЭС и уменьшает капитальные и эксплуатационные затраты;

2) более низкое давление в реакторе при том же давлении пара на турбину существенно облегчает изготовление корпуса реактора и другого оборудования.

При создании первых кипящих водо-водяных реакторов были серьезные опасения, связанные с наличием пара в активной зоне и возможностью радиоактивного загрязнения всего контура. Однако опыт эксплуатации показал, что эти опасения были преувеличены, хотя они полностью не снимаются.

Кипение воды в активной зоне — нормальный эксплуатационный режим работы реактора. Именно этим обусловлены следующие особенности кипящих водо-водяных реакторов:

1) критические топливные нагрузки $q_{кр}$ в кипящих реакторах заметно ниже, чем в некипящих, и падают с ростом паросодержания;

2) генерация пара в активной зоне создает значительно большую неравномерность энерговыделения по высоте, так как кипящая вода одновременно является теплоносителем и замедлителем;

3) удельная энергонапряженность на единицу объема активной зоны в 1,5—2 раза меньше, чем в некипящих;

4) при некоторых предельных значениях паросодержания возникает гидродинамическая и нейтронная нестабильность, что недопустимо при эксплуатации реактора. Благоприятно в этом отношении сказывается повышение давления и увеличение скорости циркуляции. Устойчивость работы кипящих реакторов — сложная задача, требующая дальнейшей экспериментальной проверки. В реакторах с естественной циркуляцией и давлением ~7 МПа допустимое среднее объемное паросодержание в активной зоне не должно превышать ~35%; в кипящих

4 Заказ № 3794

водо-водяных реакторах с принудительной циркуляцией — несколько выше;

5) единичная мощность кипящего реактора может быть ограничена возможностью сепарации пара;

6) дополнительным ограничением генерации пара является возможность компенсации паровой реактивности. Для безопасной и устойчивой работы кипящего реактора паровой коэффициент реактивности должен быть отрицательным, т. е. с увеличением паросодержания реактивность должна падать. Для этого необходимо иметь дополнительный запас реактивности с соответствующими компенсирующими органами.

Первые кипящие реакторы, сооруженные и пущенные в конце 50-х — начале 60-х годов, имеют сравнительно небольшую мощность и относятся к водо-водяным кипящим реакторам с естественной циркуляцией внутри корпуса. В США — это серия реакторов типа BORAX и EBWR, а в Советском Союзе — ВК-50 (водяной, кипящий, электрической мощностью до 50 МВт). Опытно-промышленная АЭС с реактором ВК-50, пущенная в 1965 г. в Димитровграде и предназначенная для исследования кипящих реакторов и накопления опыта их эксплуатации, претерпела в своей схеме ряд изменений. Однако конструкция реактора, за исключением контура циркуляции, практически не изменилась.

Активная зона с внутрикорпусными устройствами реактора ВК-50 (рис. 2.17) размещается в прочноплотном металлическом корпусе, снабженном плоской съемной крышкой. Вследствие кипения теплоносителя в активной зоне и циркуляции воды внутри корпуса компоновка внутрикорпусных устройств имеет свою специфику. Циркуляция теплоносителя осуществляется за счет разности масс столбов жидкости в подъемном и опускном участках контура. Питательная вода поступает через нижний ряд патрубков, расположенных на уровне переливных окон, смешивается с циркулирующей водой и по опускному участку, представляющему собой кольцевой зазор между корпусом реактора и подвесной шахтой, движется вниз и поступает в активную зону. На входе в активную зону теплоноситель несколько недогрет до температуры насыщения, поэтому на некотором участке он догревается до кипения и начинается генерация пара. На выходе из активной зоны движется пароводяная смесь, она поднимается в верхнюю часть подвесной шахты, где за счет естественной гравитации происходит разделение воды и пара. Уровень раздела поддерживается несколько выше переливных окон. Вода через переливные окна поступает в опускной участок, вновь смешивается с питательной водой, и таким образом контур замыкается. Насыщенный пар через верхний ряд патрубков отводится на турбину.

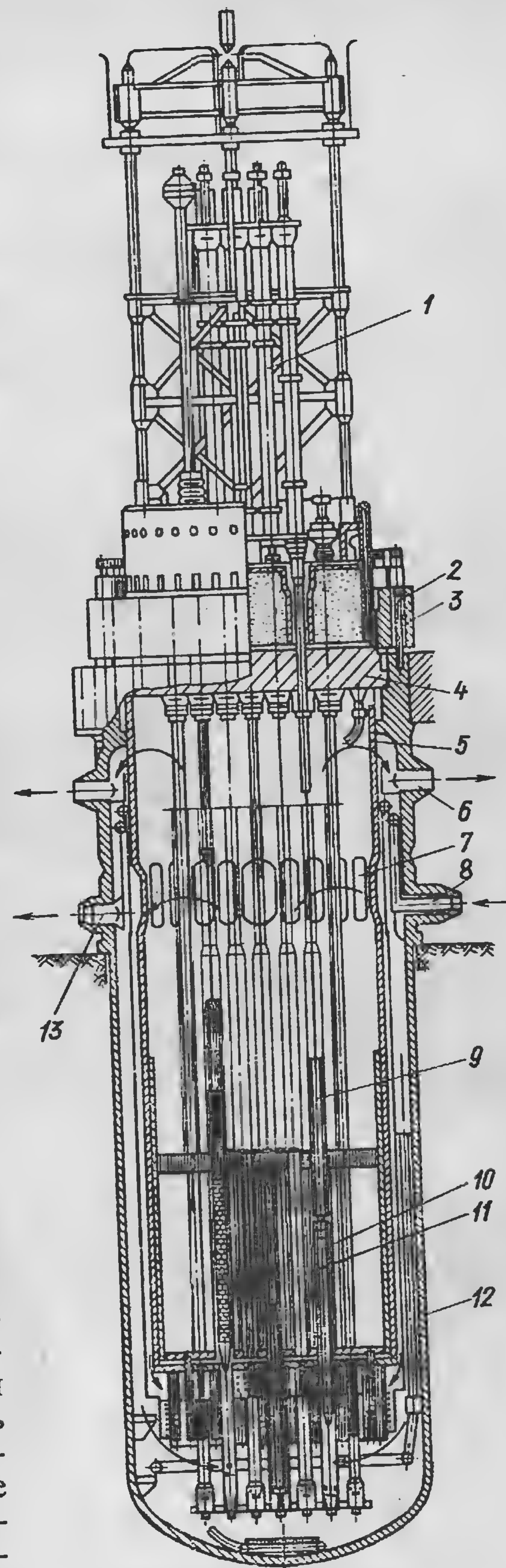


Рис. 2.17. Общий вид реактора ВК-50:
1 — верхний блок с приводами СУЗ; *2* — шпильки крепления крышки к корпусу реактора; *3* — нажимное кольцо; *4* — плоская съемная крышка; *5* — подвесная шахта; *6* — отвод насыщенного пара; *7* — переливные окна; *8* — подвод питательной воды; *9* — поглощающая сборка; *10* — вытеснитель; *11* — ТВС; *12* — металлический корпус; *13* — отвод насыщенной воды в парогенератор

В первоначальной схеме часть воды из реактора через патрубки, расположенные на уровне подвода питательной воды, отбиралась в парогенераторы для получения вторичного пара. Таким образом, для накопления опыта эксплуатации была предусмотрена возможность работы по двухконтурной, одноконтурной и промежуточной (смешанной) схемам. Впоследствии, когда было установлено, что наличие парогенераторов не дает преимущества, в том числе и по активности пара, поступающего на турбину, станция была переведена на чисто одноконтурную схему, а парогенераторы полностью отключены.

К недостаткам контура циркуляции внутри корпуса с гравитационной сепарацией следует отнести захват пара через переливные окна в опускной участок. Это снижает полезный движущий напор, дополнительно ограничивает энергонапряженность активной зоны и в конечном итоге единичную мощность реактора. Захват пара по массе достигает 10% и более и может неблагоприятно повлиять на устойчивость циркуляционного контура. Чтобы

этого не произошло, питательная вода раздается из кольцевого коллектора, расположенного несколько выше переливных окон, и захваченный пар практически полностью конденсируется в верхней части опускного участка.

Активная зона реактора набрана из 85 шестигранных ТВС, каждая из которых содержит 126 твэлов стержневого типа диаметром 10,2 мм. В качестве топлива используется спеченный диоксид урана с содержанием ^{235}U до 2%. Теплоносителем и замедлителем нейтронов служит кипящая вода. Корпуса шестигранных ТВС и оболочки твэлов выполнены из сплава на основе циркония. В кипящих реакторах водоурановое отношение должно быть выше по сравнению с некипящими примерно на 20—30%, так как при кипении воды содержится меньшее число ядер водорода в единице объема активной зоны. Диаметр твэлов в кипящих реакторах вследствие меньшей удельной тепловой нагрузки, более жестко ограниченной критическим потоком, может быть больше, чем в некипящем.

Регулирование реактора ВК-50 и компенсация избыточной реактивности в нем осуществляются подвижными поглощающими сборками, аналогичными сборкам реакторов ВВЭР первого поколения. Приводы СУЗ размещены в герметичных чехлах, расположенных на верхней съемной крышке. Внутри корпуса реактора над активной зоной и под ней имеются защитные трубы, назначение которых то же, что и в ВВЭР.

Перегрузка топлива производится на остановленном реакторе со съемом верхней крышки и примерно с тем же циклом, что и в некипящих водо-водяных реакторах.

Приведем основные характеристики реактора ВК-50:

Тепловая мощность, МВт	140
Удельное энерговыделение, МВт/м^3	26
Рабочее давление в корпусе, МПа	6—10
Загрузка топлива (UO_2), т	12

Активная зона

Диаметр, м	1,8
Высота, м	2,0
Обогащение топлива, %	2
Тепловая нагрузка, МВт/м^2:	
средняя	0,2
максимальная	1,0
Коэффициент неравномерности энерговыделения:	
радиальный	1,2
аксиальный	2,3
по ТВС	1,35
механический	1,25
объемный	4,5

Расход циркуляционной воды, т/ч	2000
Скорость циркуляции, м/с	0,5
Скорость теплоносителя в опускном участке, м/с	0,25
Массовое паросодержание на выходе из активной зоны, %	15
Захват пара в опускной участок, %	10
Расход пара из реактора, т/ч	220
Среднее объемное паросодержание в активной зоне, %	33
Продолжительность работы между перегрузками, сут	350

На установке с реактором ВК-50 используется турбина сухого насыщенного пара давлением 2,9 МПа и температурой 321° С. Параметры турбины были приняты под генерируемый в парогенераторах вторичный пар, а первичный пар из реактора дросселируется с 10 до 3 МПа. Впоследствии, как уже упоминалось, парогенераторы были полностью отключены, и АЭС работает по одноконтурной схеме. Это позволило снизить рабочее давление в корпусе до 6 МПа без снижения мощности. Более того, опыт эксплуатации показал, что мощность можно увеличить примерно в 1,5 раза. Это удалось сделать за счет некоторой реконструкции внутрикорпусных устройств и улучшения основных показателей циркуляционного контура. Среднее паросодержание по объему активной зоны без ущерба для надежности работы увеличено до 46%, а удельное энерговыделение — до 30—35 МВт/м^3.

Опыт эксплуатации ВК-50 свидетельствует о том, что эти реакторы весьма устойчивы, надежны, обладают саморегулируемостью. Особенно перспективно их применение на атомных теплоэлектроцентралях (АТЭЦ). На рис. 2.18 приведен реактор ВК-500, разработанный для АТЭЦ. Реактор размещен в корпусе из предварительно напряженного железобетона. Схема установки — двухконтурная. Парогенераторы расположены в том же корпусе. В первом контуре, целиком находящемся в железобетонном корпусе, теплоноситель циркулирует за счет естественной конвекции. Пароводяная смесь, образовавшаяся в активной зоне реактора, поднимается вверх внутри тягового участка, выше которого поддерживается уровень раздела пара и воды. Пар омывает теплообменную поверхность парогенератора сверху вниз. В нижнюю часть теплообменной поверхности дополнительно поступает вода с неотсепарированным паром. В парогенераторах генерируется вторичный пар, который и направляется для работы в турбину. Таким образом, второй контур нерадиоактивный, что чрезвычайно важно для теплофикационных установок.

Возможность использования железобетонных корпусов в реакторах ВК представляется вполне реальной, так как давление в корпусе сравнительно низкое и составляет около 7 МПа. Трудности создания корпусов из предварительно напряженного

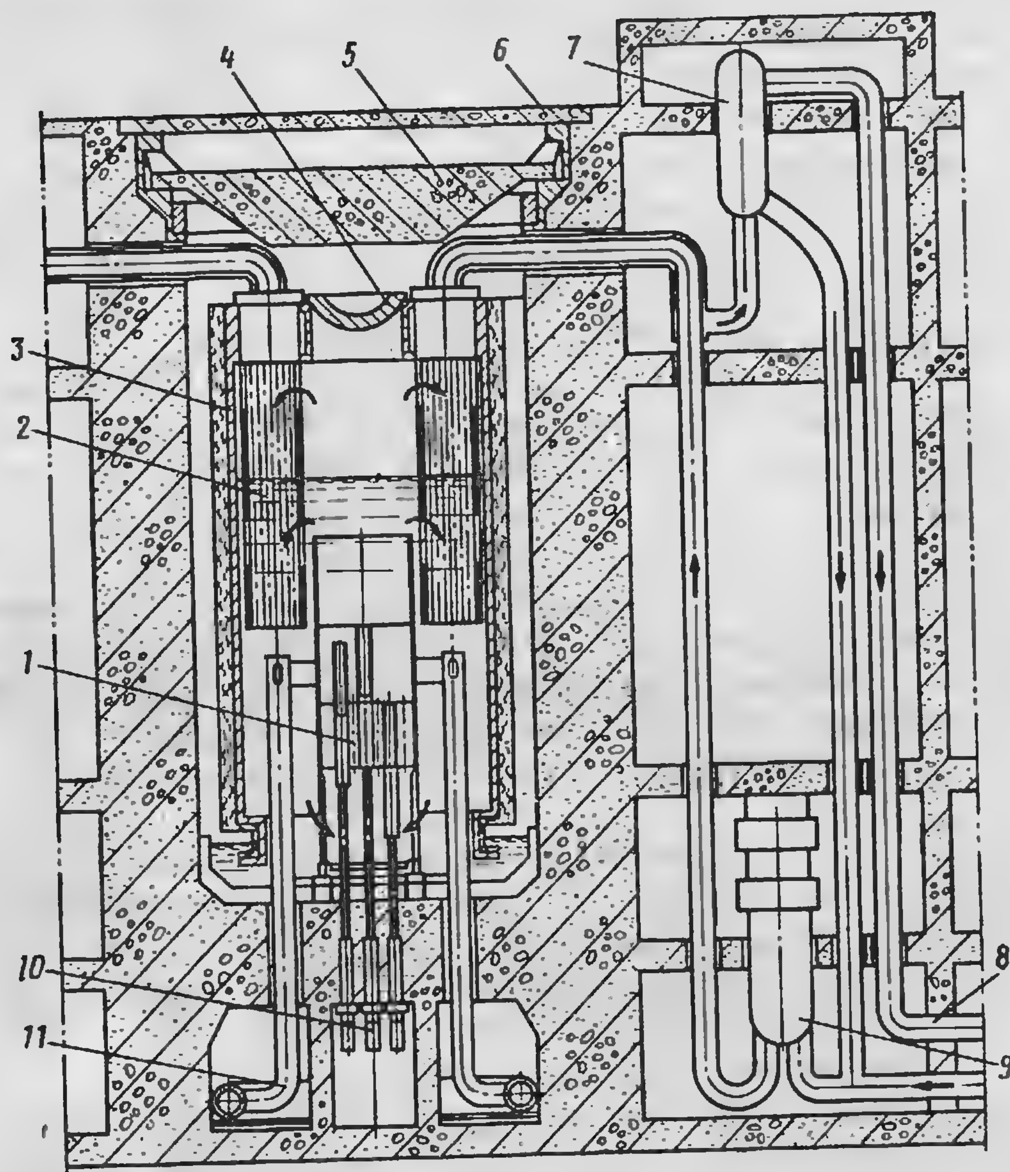


Рис. 2.18. Реактор ВК-500:
1 — активная зона; *2* — парогенератор; *3* — разделительный металлический корпус с изоляцией; *4* — крышка разделительного корпуса; *5* — крышка бетонного корпуса; *6* — дополнительная крышка; *7* — сепаратор пара; *8* — подача пара на турбину; *9* — циркуляционный насос; *10* — привод СУЗ; *11* — трубопроводы аварийной подачи воды

железобетона состоят в обеспечении герметичности внутренней металлической оболочки, требуется согласование термического расширения ее и железобетонного корпуса, существует проблема выводов и уплотнений. Поэтому для крупных АТЭЦ рассматривается возможность использования ВВЭР-1000 — реактора с водой под давлением в металлических корпусах.

В мировой практике кипящие водо-водяные реакторы (BWR) получили заметное развитие. Так, в атомной энергетике США, базирующейся практически на водо-водяных реакторах, примерно 2/3 АЭС работают с реакторами PWR, а 1/3 — с BWR. Значительная доля приходится на реакторы этого типа в ядерной энергетике других стран (ФРГ, Японии). Единичная мощность блоков с реакторами типа BWR доведена в настоящее время до 1300 МВт. Этого удалось достичь за счет следующих факторов. Переход от естественной к принудительной циркуляции воды внутри корпуса позволил повысить кратность и скорость циркуляции, а в конечном итоге — генерацию пара с единицы поверхности и удельную энергонапряженность активной зоны. Гравитационная сепарация была заменена принудительной с использованием вертикальных турбосепараторов с осевым подводом пароводяной смеси. Это дало возможность существенно увеличить паровую нагрузку в расчете на единицу площади поперечного сечения корпуса реактора. Наконец, были увеличены размеры активной зоны (высота и особенно диаметр).

Мощные реакторы типа BWR изготовляются в толстостенных металлических корпусах диаметром 6—7 м и транспортируются с завода-изготовителя на монтажную площадку АЭС водным путем и специальными тягачами. Толщина стенки корпуса остается такого же порядка, как и в реакторах PWR, так как рабочее давление в корпусах BWR примерно в 2 раза меньше.

Основной конструкционный материал активных зон реакторов BWR — сплав циркония (циркалой). Используются стержневые твэлы, собранные в сборки. В зарубежной практике форма ТВС как в кипящих, так и в некипящих реакторах квадратная (в отличие от шестигранной, принятой в отечественных водо-водяных реакторах). В качестве топлива используется диоксид урана. Регулирование осуществляется подвижными поглощающими стержнями крестообразной формы. Для реакторов типа BWR характерно нижнее размещение приводов СУЗ. Это обусловлено, во-первых, тем, что в верхней части реактора расположены циклонные сепарационные устройства и для размещения приводов в этой части практически не остается места. Во-вторых, такое размещение приводов СУЗ позволяет выравнять распределение энерговыделения, максимум которого за счет кипения воды в активной зоне смещен вниз. Преимуществом нижнего размещения является и то, что в защитных трубах приводов СУЗ исключено скопление гремучей смеси, которая по мере образования всплывает в верхнюю паровую часть реактора. Недостаток состоит в меньшем удобстве обслуживания в связи с ограниченностью доступа в помещение приводов, расположенное под реактором.

Для примера приведем основные характеристики АЭС с реактором BWR фирмы General Electric (США):

Мощность, МВт:	
тепловая	3580
электрическая	1270
КПД брутто, %	35,5
Активная зона	
Эквивалентный диаметр, м	4,9
Высота, м	3,8
Энергонапряженность, МВт/м³	54

Удельная мощность урана, кВт/кг	23
Количество ТВС	748
Загрузка урана, т	136,2
Глубина выгорания топлива, МВт·сут/кг	28,4
Доля перегружаемого топлива в год	1/4*
Содержание в отработавшем топливе, %:	
^{235}U	0,8
делящегося плутония	0,6

ТВС и органы регулирования

Топливо	UO_2
Начальное обогащение урана, %	2—3
Обогащение урана для подпитки, %	2,4—3
Материал оболочки твэла	Циркалой-2
Наружный диаметр твэла, мм	12,3
Толщина оболочки твэла, мм	0,81
Шаг решетки твэлов, мм	16,2
Средняя линейная мощность твэла, Вт/см	203
Средний тепловой поток на поверхности твэла, Вт/см^2	52,5
Количество твэлов в ТВС	8×8
Поглощающий орган регулирования	Крестообразный, вводимый снизу
Количество органов регулирования	177

Циркуляционный контур

Расход теплоносителя, т/с	13,1
Давление, МПа	6,8
Температура на входе в реактор, °С	216
Температура на выходе из реактора, °С	285
Паропроизводительность, т/с	2

* Или 1/3 в 1,5 года.

На рис. 2.19 приведена схема циркуляции теплоносителя в реакторе BWR, а на рис. 2.20 — устройство реактора фирмы General Electric. Для уменьшения числа внешних циркуляционных петель в реакторе используются внутренние струйные насосы. Типичный корпус BWR имеет диаметр около 6 м, толщину стенки 150 мм, высоту — примерно 22 м. На рис. 2.21 показан модуль из четырех ТВС активной зоны реактора BWR с расположением в зазорах между ними крестообразного органа регулирования. Трубки с водой в центральной части ТВС предназначены для выравнивания энергораспределения в поперечном сечении.

Наряду с конденсационными АЭС и комбинированными установками АТЭЦ ведется освоение атомных станций теп-

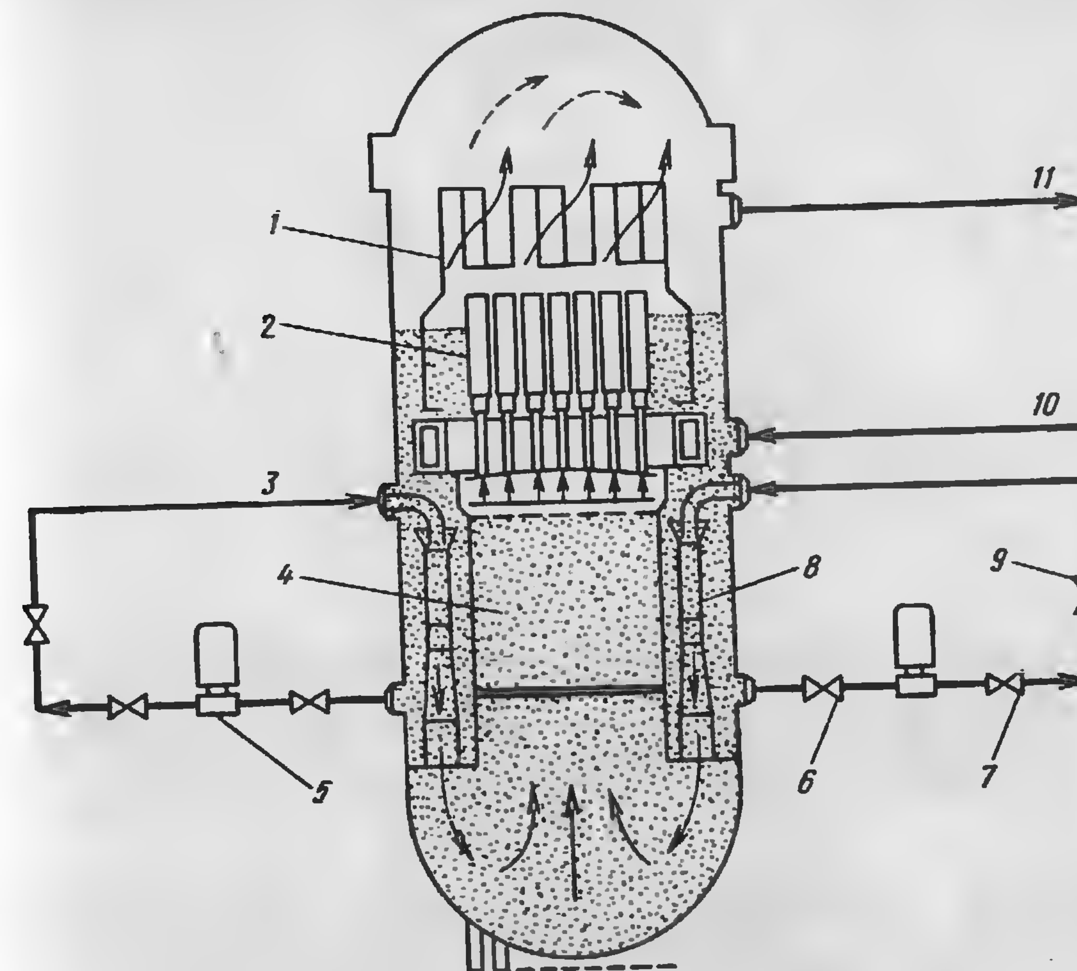


Рис. 2.19. Корпус реактора BWR с системой циркуляции:
1 — осушители пара; 2 — сепаратор пара; 3 — контур принудительной циркуляции; 4 — активная зона; 5 — циркуляционный насос; 6, 9 — запорные клапаны; 7 — регулирующий клапан; 8 — струйный насос; 10 — трубопровод питательной воды от турбины; 11 — паропровод к турбине

лоснабжения (АСТ). Размещение этих установок в непосредственной близости от потребителя вызвало необходимость в новых компоновочных и схемных решениях и определило выбор типа реактора. В качестве последнего выбран наиболее освоенный водо-водяной реактор. Для надежного отвода тепла от твэлов используется естественная циркуляция воды внутри корпуса реактора, что исключает аварийные ситуации, связанные с отказом работы циркуляционных насосов в установках с принудительной циркуляцией. Давление теплоносителя первого контура сравнительно низкое и составляет 1,5—2,0 МПа. Это позволило разместить основной рабочий корпус в страховочном корпусе, рассчитанном на полное давление теплоносителя. Кроме того, низкое давление теплоносителя в основном контуре значительно снижает потенциальную энергию теплоносителя, предопределяет спокойный характер протекания аварийных процессов, связанных с разгерметизацией контура. Невысокая температура теплоносителя активной зоны позволяет существенно поднять эксплуатационную надежность твэлов. Целостность твэлов обеспечивается, кроме того, расположением

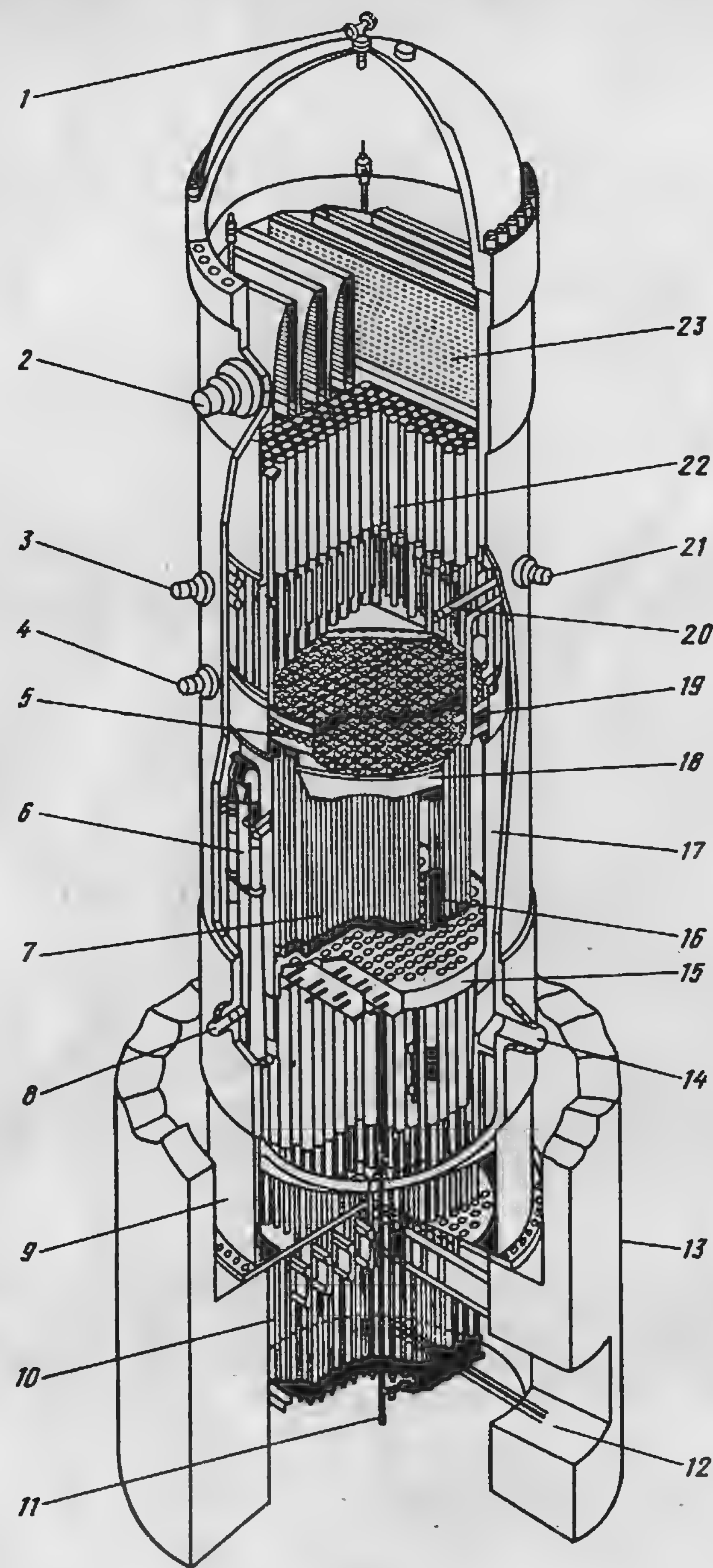


Рис. 2.20

←
Рис. 2.20. **Устройство реактора BWR (General Electric):**
1 — впрыск в крышке корпуса; *2* — выход пара; *3* — впрыск воды в активную зону; *4* — вход
для инжекции теплоносителя; *5* — разбрызгиватель воды системы впрыска; *6* — струйный
насос; *7* — ТВС; *8* — вход для циркуляционной воды в струйный пасос; *9* — опора корпуса;
10 — приводы СУЗ; *11* — внутризонный датчик потока нейтронов; *12* — трубы гидравличес-
ких приводов СУЗ; *13* — радиационная защита; *14* — выход циркулирующей воды;
15 — опорная плита активной зоны; *16* — регулирующий орган; *17* — обечайка активной
зоны; *18* — верхняя дистанционирующая решетка; *19* — линия системы впрыска воды
в активную зону; *20* — разбрызгиватель питательной воды; *21* — вход питательной воды;
22 — секция сепаратора пара; *23* — секция осушителя пара

рабочего корпуса в страховочном таким образом, что при
разгерметизации основного корпуса и частичной перетечке
теплоносителя в страховочный активная зона должна быть
залита водой.

Компоновка первого контура, включая теплообменники
промежуточного контура, интегральная, что уменьшает раз-
ветвленность системы и обеспечивает удержание радиоактив-
ности даже при разгерметизации основного рабочего корпуса
внутри страховочного. Давление в реакторе обеспечивается
и поддерживается паровой системой компенсации за счет либо
частичного кипения теплоносителя в активной зоне, либо
самовскипания в верхней части корпуса. Для предотвращения
попадания радиоактивных загрязнений в тепловую сеть имеется

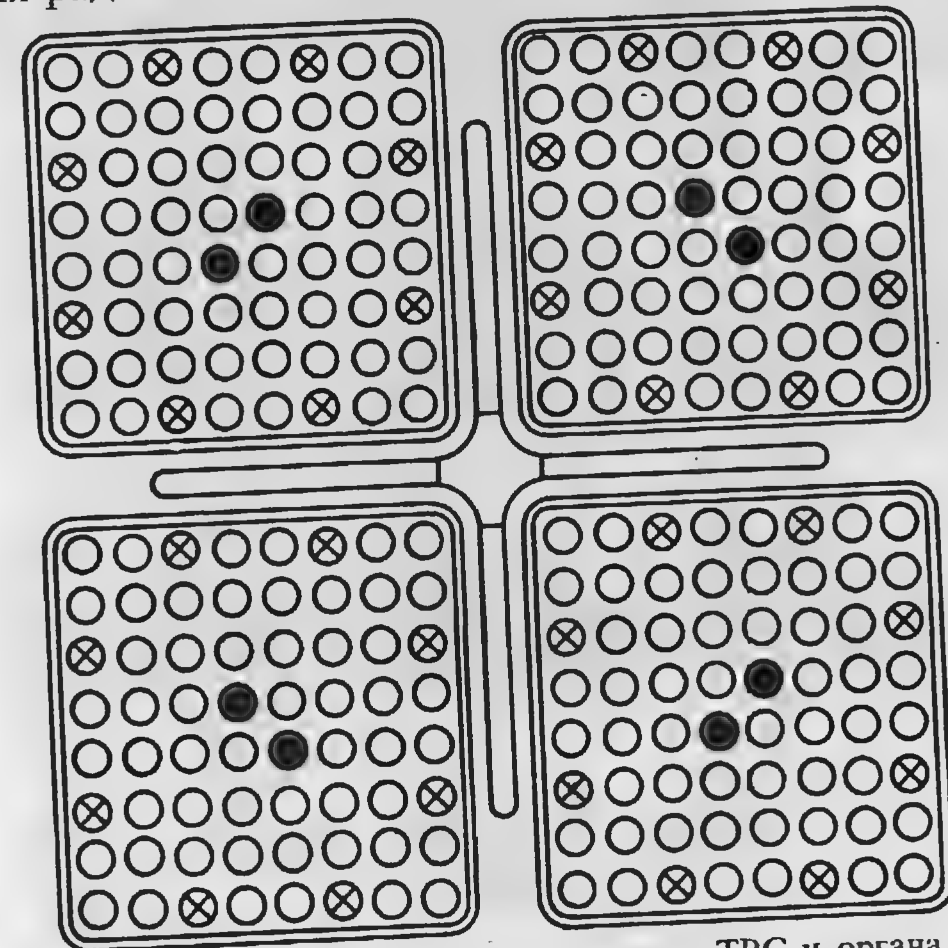


Рис. 2.21. Модуль активной зоны BWR из четырех ТВС и органа регулирования:
○ — твэл; ● — трубки с водой; ⊗ — стержень связки

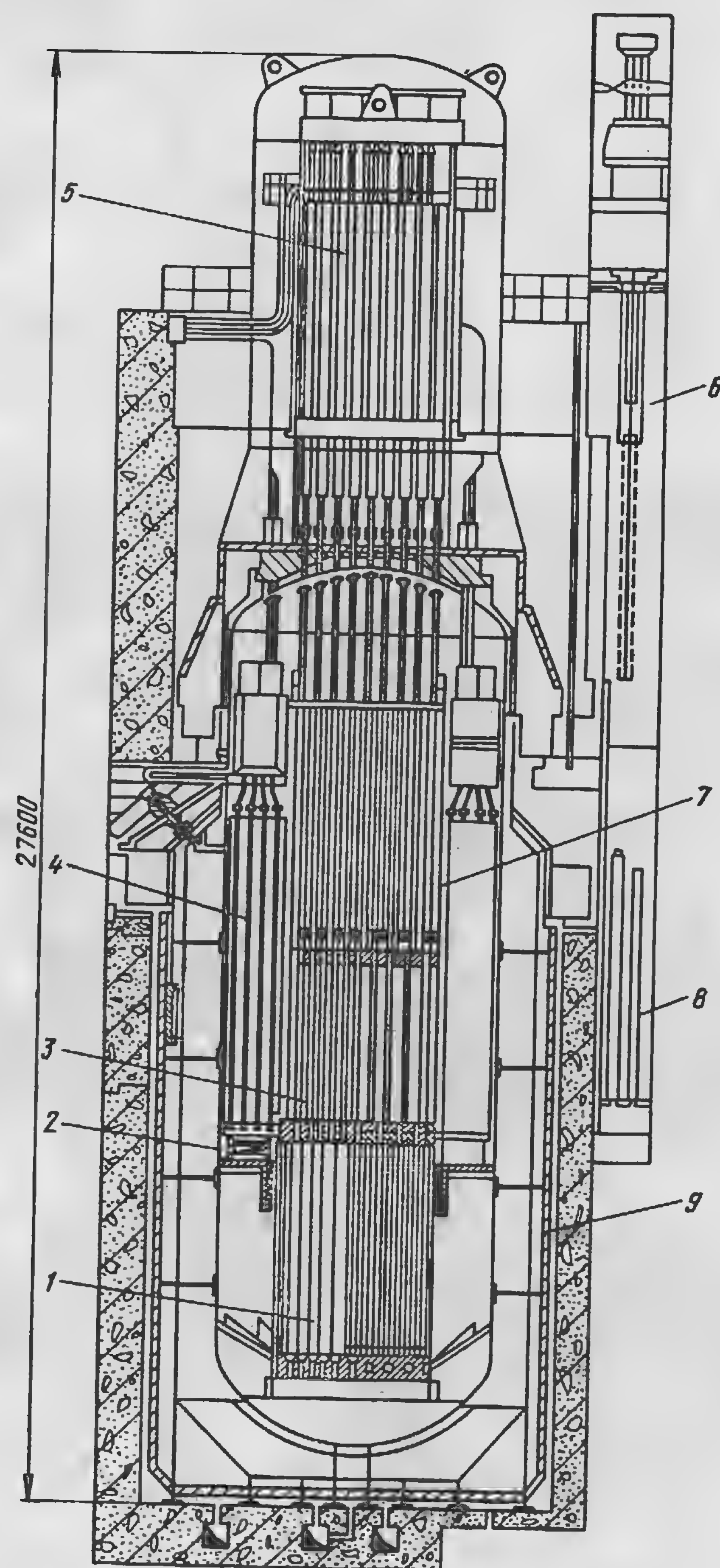


Рис. 2.22. Компоновка реактора для АСТ-500:
1 — активная зона; 2 — рабочий корпус; 3 — блок защитных труб; 4 — встроенный теплообменник; 5 — приводы СУЗ; 6 — перегрузочная машина; 7 — обечайка тягового участка; 8 — бассейн выдержки; 9 — страховочный корпус

промежуточный контур, давление в котором ниже, чем в контуре сетевой воды.

Перечисленные выше факторы предопределили создание и освоение реактора практически нового типа. На рис. 2.22 показана компоновка реактора для АСТ мощностью 500 МВт (тепл.). В нижней части основного рабочего корпуса размещена активная зона, набранная из шестигранных ТВС (рис. 2.23) размером под ключ 238 мм. ТВС наряду с пучком стержневых твэлов (рис. 2.24) содержит направляющие трубки для кластеров (пэлов). Основной конструкционный материал активной зоны — сплав на основе циркония. В пределах тягового участка, создающего основной движущий напор естественной циркуляции, непосредственно над активной зоной устанавливается блок защитных труб, выполняющий те же функции, что и в ВВЭР, далее идут приводные тяги СУЗ. В верхней части рабочего корпуса формируется паровая подушка с контролируемым уровнем воды. Для этого, как уже отмечалось, предусматривается кипение воды в конце активной зоны с массовым паросодержанием на выходе из нее до 0,05%. Кроме того, вследствие значительной высоты тягового участка (около 10 м) и низкого давления теплоносителя заметное количество пара будет образовываться за счет самовскипания, что может обеспечить образование паровой подушки, выполняющей роль компенсатора объема в корпусе реактора, без кипения воды в активной зоне. В головном блоке АСТ предполагается опробовать работу реактора в режиме как без кипения воды в активной зоне, так и с кипением.

В кольцевом зазоре между внутренним диаметром рабочего корпуса и обечайкой тягового участка размещаются поверхности нагрева промежуточного теплообменника. Для предотвращения активации воды промежуточного контура нижний торец поверхностей нагрева теплообменника должен быть на 1,5—2,0 м выше верхнего торца активной зоны.

Пароводяная смесь из тягового участка поступает в теплообменник и передает свое тепло промежуточному контуру за счет конденсации пара и последующего охлаждения теплоносителя первого контура ниже температуры насыщения. Таким образом, теплоноситель на входе в активную зону имеет тот или иной недогрев в зависимости от режима работы реактора (с кипением в активной зоне или без него).

Приведем основные характеристики реактора для АСТ-500:

Тепловая мощность реактора, МВт	500
Количество контуров	3
Параметры первого контура:	
давление теплоносителя, МПа	1,6
объемное паросодержание на выходе из активной зоны, %	0—30
организация циркуляции теплоносителя	Естественная

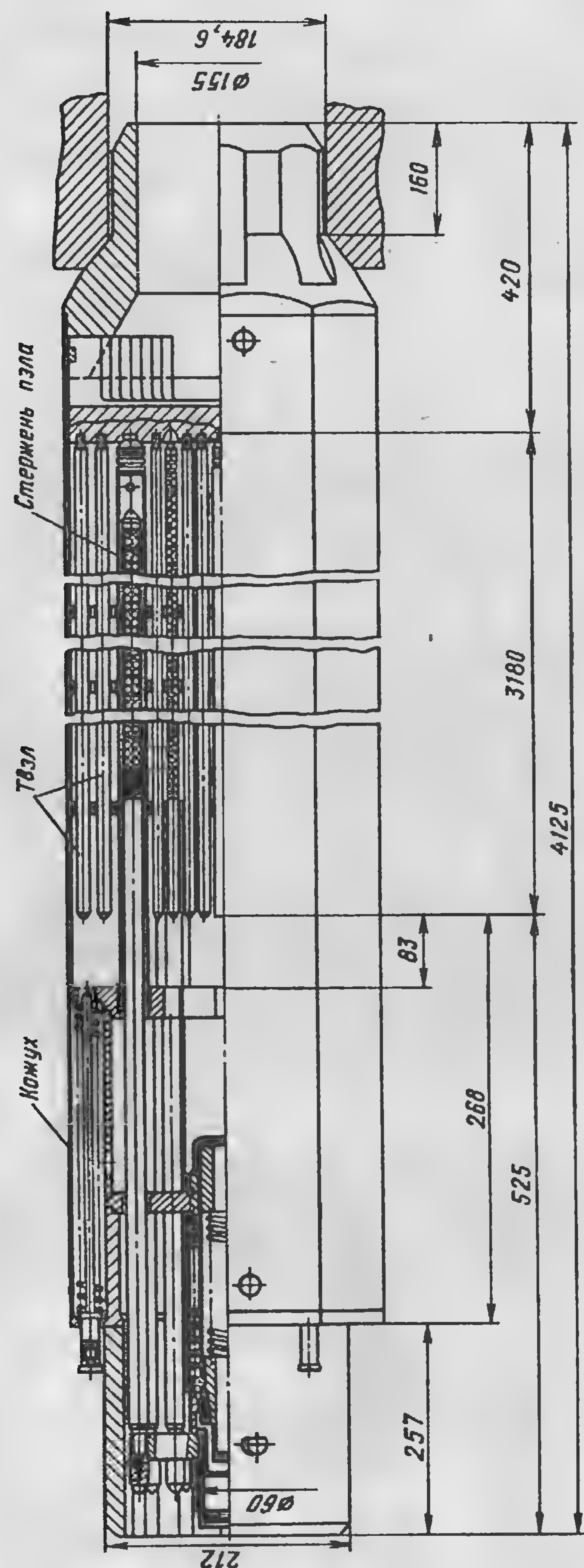


Рис. 2.23. ТВС реактора для АСТ-500 (толщина стенки кожуха 1,5 мм; масса 800 кг)

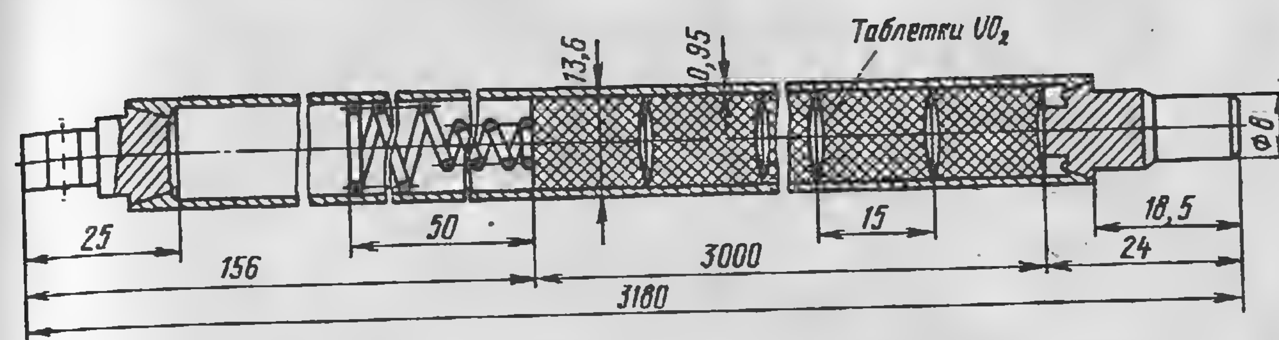


Рис. 2.24. Твэл реактора для АСТ-500 (обогащение урана первой загрузки 1,0; 1,6; 2%)

Число ТВС	121
Энергонапряженность активной зоны, МВт/м^3	30
Максимальный тепловой поток, Вт/см^2	50
Среднее обогащение топлива, %	1,8
Давление в промежуточном контуре, МПа	1,2
Давление в контуре сетевой воды, МПа	1,6

Анализ возможных аварийных ситуаций показывает, что конструкция и компоновка реактора для АСТ-500 отвечают повышенным требованиям ядерной и радиационной безопасности. При интегральной компоновке первого контура в двойном (рабочем и страховочном) корпусе выход радиоактивного теплоносителя в рабочее помещение возможен только в результате разгерметизации вспомогательных трубопроводов подпитки-продувки контура, имеющих сравнительно небольшие диаметры. Реакторное помещение, в котором размещаются указанные вспомогательные системы первого контура, полностью герметизировано и рассчитано на избыточное давление в случае утечки теплоносителя первого контура.

Глава 3

РЕАКТОРЫ С ГРАФИТОВЫМ ЗАМЕДЛИТЕЛЕМ

3.1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА

В активной зоне графитовых реакторов размещены топливо, замедлитель и теплоноситель. В графитовых реакторах возможно использование различных теплоносителей, среди которых широкое применение получили обычная вода и газы. В отличие от водо-водяных эти реакторы имеют большие размеры, что определяется свойствами графита как замедлителя. Замедляющая способность графита намного меньше, чем воды, поэтому для получения спектра тепловых нейтронов

доля графита в активной зоне весьма велика. Графитоурановое отношение в десятки раз превышает водоурановое. Благодаря этому удельное энерговыделение в активной зоне графитовых реакторов мало (по сравнению с водо-водяными реакторами на один-два порядка меньше).

Достоинство графитового замедлителя — его чрезвычайно слабая способность поглощать нейтроны. Поэтому в этих реакторах при определенном сочетании конструкционных материалов и основных компонентов активной зоны можно получить весьма благоприятный баланс нейтронов и в качестве топлива использовать природный уран, при этом КВ может достигать значений 0,8 и более. Графит — распространенный в природе и доступный для использования материал, производство его достаточно хорошо освоено, химически он довольно стоек, обладает хорошей теплопроводностью, допускает сравнительно высокие рабочие температуры. Благодаря редкой решетке и большому числу параллельных каналов перегрузку топлива в графитовых реакторах можно производить на ходу, не останавливая реактор и не снижая нагрузку. Извлечение одной ТВС из большого числа параллельных каналов в процессе работы практически не сказывается на реактивности реактора в целом, при этом не требуется никаких вытеснителей, так как всплеска плотности нейтронов в графитовом замедлителе не произойдет и соседние ТВС будут работать в нормальных условиях.

При конструировании графитовых реакторов (за исключением высокотемпературных) необходимо иметь в виду, что загрузка графита должна быть рассчитана практически на весь ресурс работы ядерного реактора, так как замена его, как правило, весьма затруднена. При этом надо учесть, что графит изменяет свои свойства при облучении и при изменении температуры. Особенно это сказывается на изменении теплопроводности (она уменьшается в 2—3 раза) и размеров. Кроме того, при конструировании следует учитывать анизотропию графита. Опыт эксплуатации реакторов показывает, что графит работает надежно достаточно длительное время и каких-то серьезных аварий из-за изменения свойств графитовой кладки не было. Графит совместим со многими материалами, в том числе и с ядерным топливом.

В зависимости от используемого теплоносителя графитовые реакторы существенно различаются между собой как по конструкции, так и по теплофизическим показателям.

3.2. ГРАФИТОВЫЕ РЕАКТОРЫ С ВОДНЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

С графитового реактора с водным теплоносителем началось развитие отечественной атомной энергетики. На первой АЭС, пущенной в июне 1954 г., был установлен графитовый реактор

с водным теплоносителем электрической мощностью 5 МВт. Это реактор канального типа, активная зона которого представляет собой графитовую кладку, размещенную в легком металлическом корпусе. В вертикальных отверстиях графитовой кладки установлены технологические каналы, включающие в себя ядерное топливо и систему трубок для прокачки теплоносителя. Реактор был рассчитан на работу без кипения воды в активной зоне. Вода под давлением 10 МПа подогревается в реакторе до 280° С и направляется в парогенераторы, где генерируется вторичный пар для работы в турбине. Основной конструкционный материал технологических каналов — нержавеющая сталь. В качестве топлива используется обогащенный до 5% уран, легированный молибденом и магнием.

Длительный период эксплуатации первого опытно-промышленного реактора показал его достаточную надежность и позволил создать более мощные реакторы типа АМБ, сооруженные на Белоярской АЭС им. И. В. Курчатова (БАЭС). В этих реакторах не только генерируется пар непосредственно в активной зоне, но и имеется ядерный перегрев. Первый блок БАЭС* электрической мощностью 100 МВт, вступивший в строй через 10 лет после пуска Первой АЭС, выполнен по двухконтурной схеме. В нем на перегрев в активную зону поступает вторичный пар, получаемый в парогенераторах, который и подается для работы в турбину стандартных параметров. Второй блок, пущенный в 1967 г., работает по одноконтурной схеме и имеет мощность вдвое большую по сравнению с первым блоком практически с таким же реактором.

На рис. 3.1 показан разрез реактора второго блока БАЭС, включая контур циркуляции и систему перегрузки топлива. Графитовая кладка реактора размещена в герметичном тонкостенном металлическом кожухе (корпусе), заполненном инертным газом при небольшом избыточном давлении (50—100 Па) для предотвращения подсоса воздуха и окисления графита. ТВС (технологические каналы) расположены в вертикальных отверстиях графитовой кладки. Всего в реакторе 998 параллельных рабочих каналов: 732 испарительных и 266 пароперегревательных. Испарительные каналы занимают всю периферийную часть активной зоны, а в центральной части они размещены вперемежку с перегревательными.

Конструкция испарительного канала реактора БАЭС (рис. 3.2) аналогична конструкции канала реактора Первой АЭС. Подвод теплоносителя к каждому каналу и отвод от

---

* Во второй половине 80-х годов выведен из эксплуатации как отработавший свой ресурс.

5 Заказ № 3794

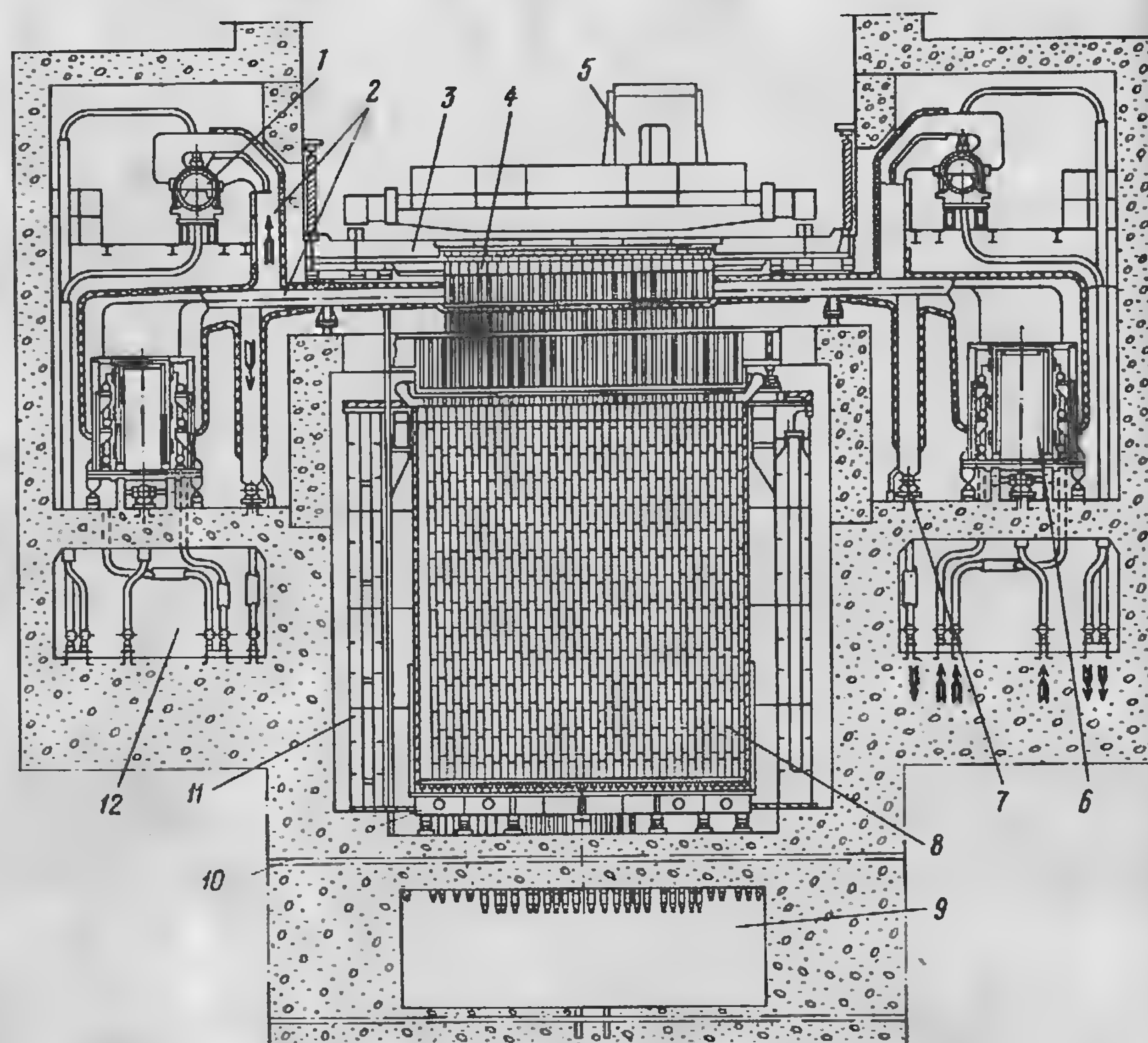
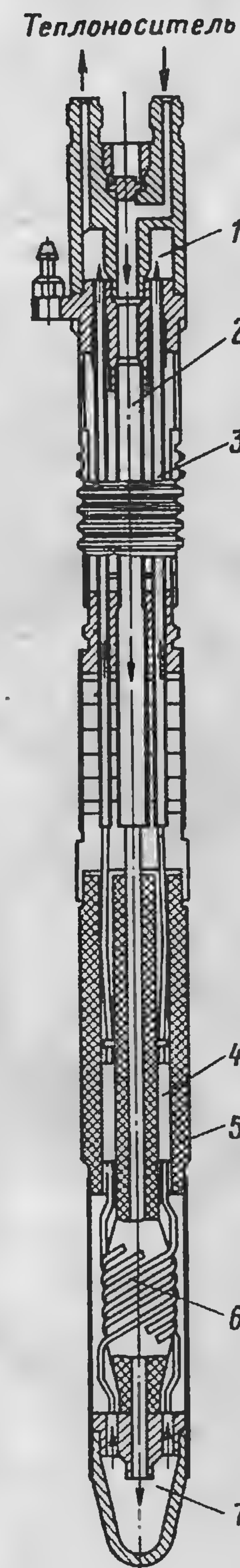


Рис. 3.1. Общий вид реактора на БАЭС:
1—барабан-сепаратор; *2*—трубопроводы системы разводки от общих коллекторов к головкам каналов; *3*—верхнее перекрытие; *4*—головки каналов; *5*—машина для перегрузки технологических каналов; *6*—коридор обслуживания арматуры; *7*—главные трубопроводы; *8*—активная зона; *9*—помещение приводов СУЗ; *10*—нижняя опорная плита; *11*—бак водяной защиты; *12*—коллектор перегретого пара

него производится с одного верхнего торца активной зоны. Недогретая до температуры насыщения вода поступает в центральную опускную трубку, а из нижней головки раздается по шести подъемным (в реакторе Первой АЭС по четырем) трубкам, которые в пределах активной зоны снабжены кольцевыми твэлами. Вода в испарительных каналах реакторов БАЭС догревается до кипения, частично испаряется и с массовым паросодержанием до 17% направляется в барабан-сепаратор, где вода и пар разделяются. Реактор снабжен двумя барабанами-сепараторами, из которых отсепарированная вода после смешивания с питательной водой вновь направляется в испарительный контур, а пар поступает в перегревательные каналы. Конструкция перегревательных каналов аналогична конструкции испарительных. Опускные и подъемные трубки испарительных и перегревательных каналов выполнены

Рис. 3.2. Испарительный канал реактора БАЭС:
1—верхняя головка с входными и выходными штуцерами; *2*—центральная опускная трубка; *3*—шесть подъемных трубок; *4*—кольцевые твэлы; *5*—графитовая втулка; *6*—компенсатор температурных расширений; *7*—нижняя головка



из нержавеющей стали. В качестве ядерного топлива используется обогащенный легированный уран.

Перегрузка топлива производится на выключенном реакторе. Для этого полностью или частично убирается верхнее перекрытие, что позволяет осуществить непосредственный доступ к верхним головкам каналов. С помощью перегрузочной машины канал отключается от подводящих и отводящих коммуникаций, извлекается из активной зоны и транспортируется в долговременное хранилище. На место извлеченных загружаются аналогичные свежие рабочие каналы.

Регулирование реактора осуществляется подвижными поглощающими стержнями, расположенными в вертикальных каналах графитовой кладки. Всего в реакторе имеется 100 поглощающих стержней, в том числе 6 для автоматического регулирования, 78 компенсирующих и 16 для аварийного выключения. Приводы регулирующих и компенсирующих стержней расположены в нижнем торце реактора, так как верхний торец занят подводящими и отводящими коммуникациями теплоносителя. В верхней части размещены только электромагнитные приводы стержней аварийной защиты.

На базе реакторов АМБ БАЭС разработаны и успешно функционируют уран-графитовые реакторы Билибинской АТЭЦ (БАТЭЦ). На станции эксплуатируются четыре однотипных энергоблока суммарной электрической мощностью 48 МВт при одновременном отпуске тепла 78 МВт (67 Гкал/ч). Первый энергоблок БАТЭЦ был пущен в январе 1974 г., а четвертый — в декабре 1976 г. Уран-графитовый реактор БАТЭЦ — канального типа, охлаждается кипящей водой с естественной циркуляцией. Пароводяная смесь из испарительных каналов поступает в барабан-сепаратор, откуда после разделения пар направляется для работы в турбину, а вода, смешиваясь

с питательной водой, раздается вновь по параллельным испарительным каналам. Тепловая мощность каждого реактора 62 МВт, паропроизводительность 95 т/ч при давлении пара 6,4 МПа и температуре питательной воды 104° С.

Активная зона, представляющая собой графитовую кладку высотой 3 и диаметром 4,2 м, пронизана вертикальными каналами для топливных сборок и стержней СУЗ. Число технологических каналов 273, а каналов СУЗ — 60. Технологические каналы выполнены по типу каналов реактора АМБ — с подводом и отводом теплоносителя через верхний торец и трубчатыми твэлами. Трубчатые твэлы с дисперсионной топливной композицией, в которой матрицей служит магний, герметизированы внутренней трубой ∅12 × 0,6, являющейся каналом для теплоносителя, и наружной оболочкой ∅20 × 0,3 из нержавеющей стали, жестко сцепленными с топливной композицией. Обогащение урана 3 и 3,3%. Максимально достигнутая глубина выгорания металлического топлива составляет 18 МВт · сут/кг.

Перегрузка ядерного топлива производится при выключенном реакторе, как и в реакторах АМБ. Доступ к головкам каналов осуществляется через перекрытие, разделяющее надреакторное пространство с центральным залом. Верхнее перекрытие представляет собой два поворотных защитных барабана — большой и внутри него малый с эксцентрическим расположением. В малом поворотном барабане размещается выемная пробка, удаление которой позволяет производить операции по перегрузке любого технологического канала. Разработана вторая очередь БАТЭЦ тепловой мощностью блока 140 МВт с аналогичным типом реактора.

Другой тип графитовых реакторов с водным теплоносителем у нас в стране — это реакторы большой мощности, кипящие, на 1000 МВт (эл.) (РБМК-1000). На рис. 3.3 показан общий вид РБМК-1000, включая сам реактор, основное оборудование контура принудительной циркуляции и устройство для перегрузки топлива. Циркуляция теплоносителя осуществляется по двум симметрично расположенным контурам, включающим в себя сборные и раздаточные коллекторы, индивидуальные подводящие и отводящие коммуникации, по два сепарационных барабана и циркуляционные насосы. Из раздаточных коллекторов вода при температуре 265° С и давлении 8 МПа поступает с нижнего торца реактора в параллельные каналы, в которых подвешены ТВС. Вода догревается до кипения, частично испаряется и с массовым паросодержанием 14—17% поступает в один из четырех барабанов-сепараторов, где вода и пар разделяются. Насыщенный пар с давлением 7 МПа направляется для работы в турбину, а вода возвращается в контур циркуляции, где смешивается с питательной водой и вновь поступает в рабочие каналы реактора.

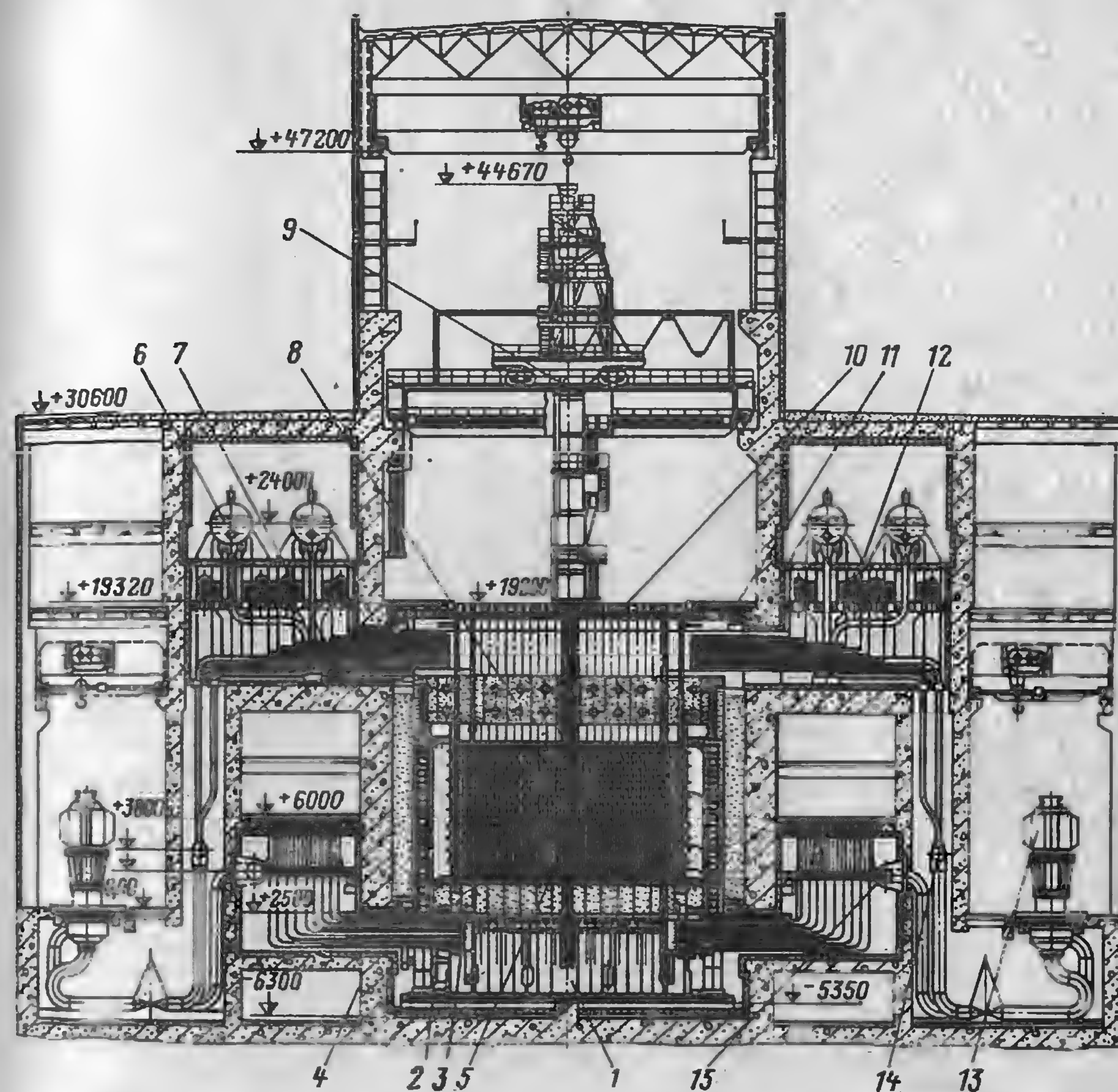


Рис. 3.3. Общий вид реактора РБМК-1000:

1 — опорная металлоконструкция; *2* — индивидуальные водяные трубопроводы; *3* — нижняя металлоконструкция; *4* — боковая биологическая защита; *5* — графитовая кладка; *6* — барабан-сепаратор; *7* — индивидуальные пароводяные трубопроводы; *8* — верхняя металлоконструкция; *9* — разгрузочно-загрузочная машина; *10* — верхнее центральное перекрытие; *11* — верхнее боковое перекрытие; *12* — система контроля герметичности оболочек твэлов; *13* — главный циркуляционный насос; *14* — всасывающий коллектор; *15* — напорный коллектор

Реактор представляет собой цилиндрическую графитовую кладку, состоящую из блоков сечением 250 × 250 мм, определяющим шаг решетки. Графитовая кладка размещена в герметичном стальном кожухе, заполненном смесью гелия с азотом при небольшом избыточном давлении. В центральных отверстиях графитовых блоков расположены трубы технологических каналов диаметром 88 × 4 мм. В пределах активной зоны трубы рабочих каналов (рис. 3.4) выполнены из циркония с присадкой 2,5% ниобия, а торцевые части, проходящие

Канал предст. собой трубч. конструкц. сост. из центральной, вып. из циркония, ства части на высоте А.З и нижней и верхней концевых, вып-щих из нерж. стали. Конц. части соед. сущест. переходн. сталь - цирконий. Øу = 88×4 длина 18,2м Кол. 60шт Øб.г = 12/мм. Канал приварен к внутр. поверхн. стаканов верхн. плиты, а со стальной нижн. плитой соедин. через сильфон. узлы (обесп. компенс. лин. удл. канала при разогреве и в рез-те облуч. циркония. На цирк. часть канала одеты графит. кольца 18)

эти кольца через одно обл. трубы каналом, не при прилег. к пов-ти отв-тия графит. кладки. По торцам кольца имеют плотн. контакт. Кольца обеспеч. теплопередачу от граф. кладки к теплон. протек. в канале и ... изм. размеров каналов за счет подвиж. части и отв-тия в графите за счет усадки.

Рис. 3.4. Технологический канал РБМК-1000:

1—стальная пробка биологической защиты; *2, 11*—верхняя и нижняя металлоконструкции; *3, 12*—концевые трубы технологического канала из нержавеющей стали; *4*—узел крепления трубы из нержавеющей стали к корпусу технологического канала; *5*—подвеска ТВС; *6*—обойма; *7*—запорная пробка; *8*—разрезные упругие графитовые кольца; *9*—ТВС; *10*—циркониевая трубка ⌀88×4 (Zr+2,5% Nb); *13*—сильфонный компенсатор; *14*—сальниковое уплотнение

Рис. 3.5. ТВС реактора РБМК-1000:

1—подвеска; *2*—штифт; *3*—переходник; *4*—хвостовик; *5*—твэл; *6*—несущий стержень; *7*—втулка; *8*—дистанционирующая решетка; *9*—концевая решетка; *10*—наконечник; *11*—гайка; *12*—труба каркаса; *13*—ячейки дистанционирующей решетки

через верхние и нижние слои защиты,—из нержавеющей стали. Соединение центральной циркониевой трубы с концевыми частями из нержавеющей стали осуществляется специальными переходниками сталь—цирконий, изготовленными методом диффузионной сварки в заводских условиях.

ТВС (рис. 3.5) представляет собой два пучка из 18 стержневых твэлов, подвешенных один над другим на специальных подвесках в технологических каналах. Высота одного пучка 3,5 м. В качестве ядерного топлива используется диоксид



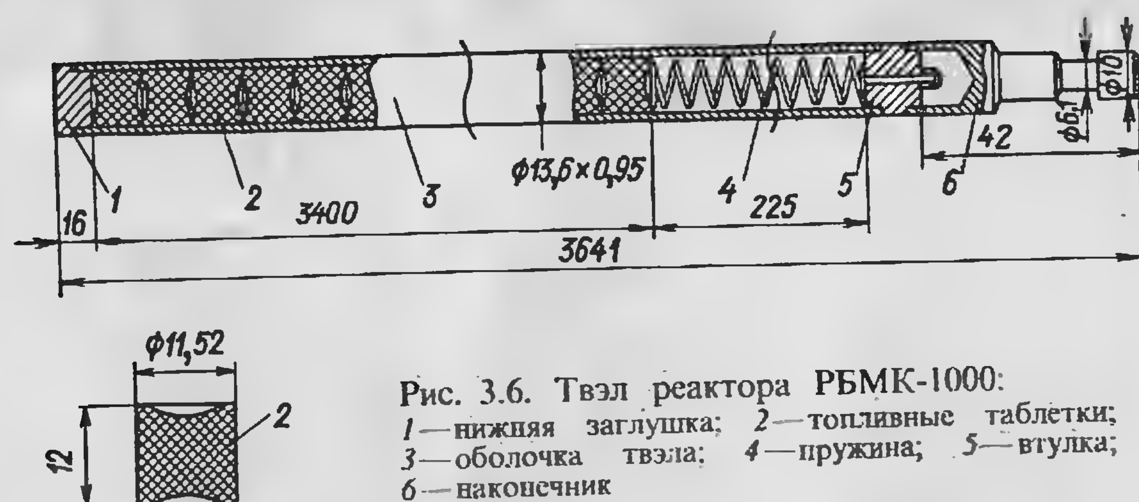


Рис. 3.6. Твэл реактора РБМК-1000:
1 — нижняя заглушка; *2* — топливные таблетки; *3* — оболочка твэла; *4* — пружина; *5* — втулка; *6* — наконечник

урана с обогащением ^{235}U, равным 1,8—2%. Оболочки твэлов выполнены из сплавов циркония с ниобием. Наружный диаметр твэлов составляет 13,6 мм, а толщина оболочки 0,9 мм (рис. 3.6).

В качестве конструкционных материалов активной зоны в РБМК-1000, как и в реакторах ВВЭР, используются сплавы циркония. Это заметно улучшило баланс нейтронов по сравнению с реакторами АМБ. В то же время переход на циркониевые сплавы заставил отказаться от перегрева пара в реакторе. Использование стержневых твэлов с диоксидом урана, подобных твэлам реакторов ВВЭР, удешевило изготовление ТВС. Освобождение верхнего торца реактора от подводящих коммуникаций упростило выбор размещения приводов СУЗ и оборудования по перегрузке ядерного топлива.

Регулирование, компенсация избыточной реактивности и аварийная защита осуществляются подвижными поглощающими стержнями из карбида бора. Для поглощающих стержней имеется 195 каналов, охлаждаемых автономным водяным контуром. В качестве приводов СУЗ используются обычные асинхронные двигатели, установленные в верхней части каналов стержней СУЗ. На рис. 3.7 приведена картограмма размещения поглощающих стержней (РР — ручного регулирования, АЗ — аварийной защиты, УСП — укороченные, АП — перекомпенсации, ЛАР — локального автоматического регулирования) в сетке рабочих каналов и ТВС с детекторами контроля энерговыделения (ДКЭ) по радиусу (р) и высоте (в). Конструктивное оформление поглощающего стержня показано на рис. 3.8.

Перегрузка ядерного топлива возможна на ходу без сброса нагрузки. Для этого реактор оснащен специальной разгрузочно-загрузочной машиной (РЗМ) (см. рис. 3.3), способной подсоединяться к верхнему торцу любого технологического канала и производить операции выгрузки и загрузки ТВС. Основной элемент РЗМ — вертикальный стальной цилиндр (контейнер), рассчитанный на полное давление теплоносителя. Контейнер снабжен исполнительными механиз-

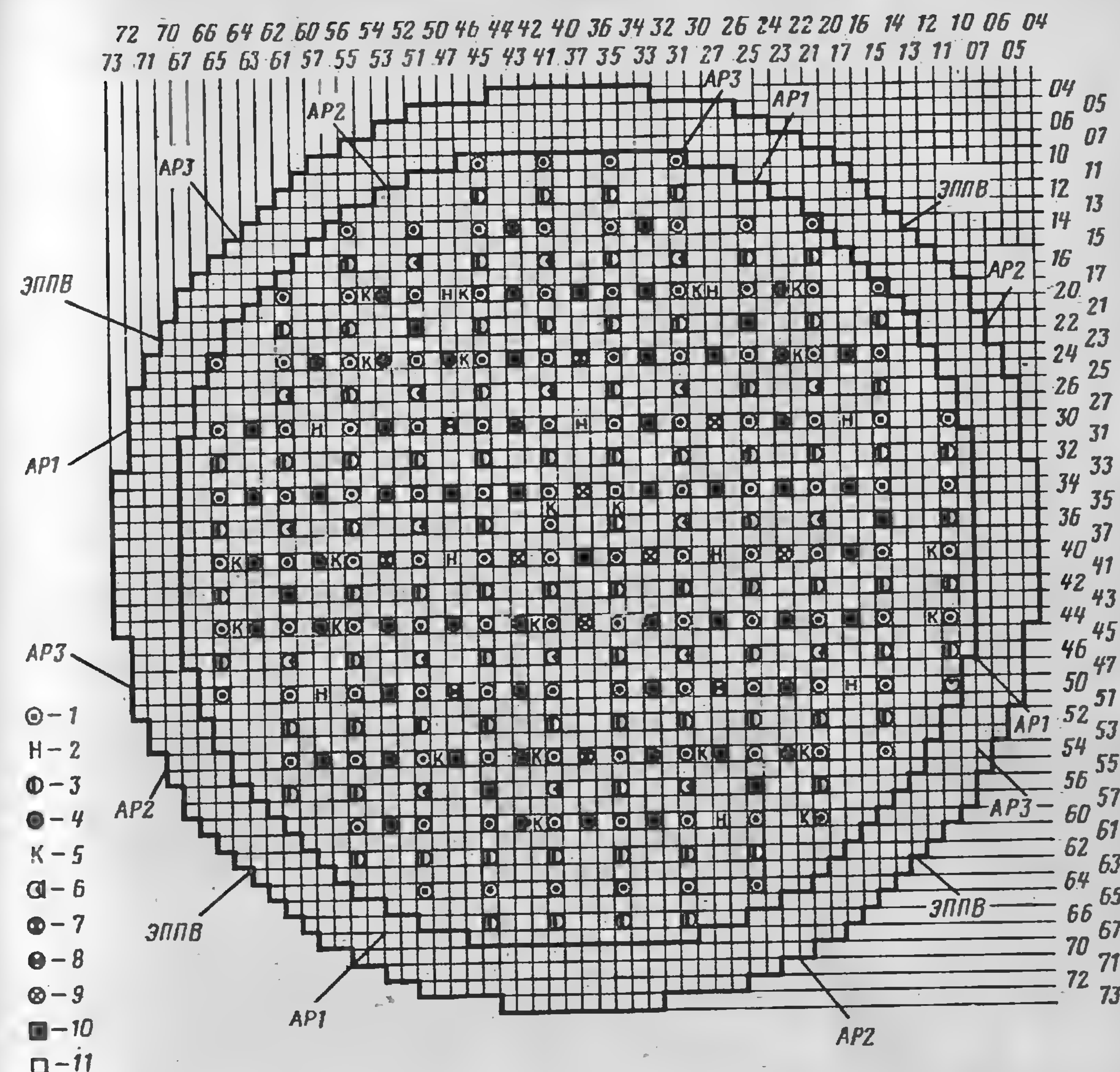


Рис. 3.7. Схема размещения детекторов и поглощающих стержней СУЗ в РБМК:
1 — ТВС с ДКЭ (р); *2* — канал с ДКЭ (в); *3* — стержень РР; *4* — стержень АЗ; *5* — ионизационная камера ТКВ-3; *6* — УСП; *7*—*9* — стержни АП1, АП2 и АП3 соответственно; *10* — стержень ЛАР; *11* — ячейки ТВС в активной зоне и графитовые в отражателе; линиями указаны направления размещения камер АР1, АР2, АР3 и самопишущего потенциометра ЭППВ, контролирующего мощность реактора

мами, выполняющими следующие операции: стыковку и герметичное соединение с головкой технологического канала, разгерметизацию технологического канала, извлечение из канала отработавшей и загрузку в канал свежей ТВС, работы РЗМ на загрузочных и разгрузочных гнездах реакторного зала. Для выравнивания давления в технологическом канале и контейнере последний заполняется конденсатом с температурой около 30° С. Предотвращение проникновения теплоносителя в полость контейнера осуществляется подачей специальным насосом небольшого количества конденсата через

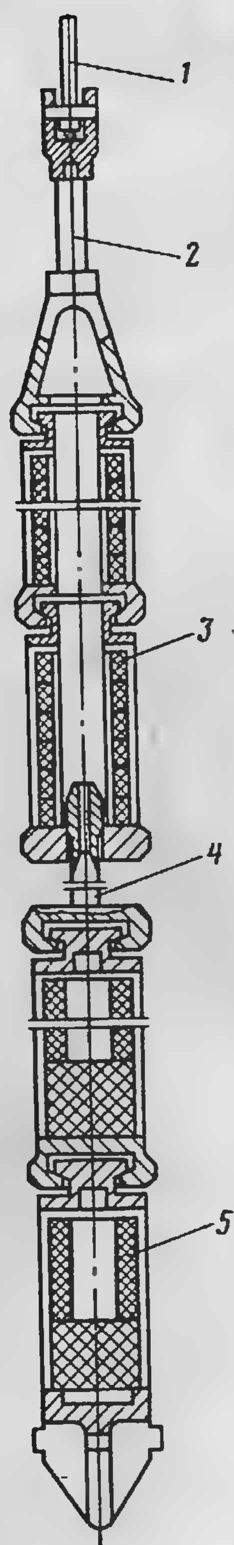


Рис. 3.8. Стержень-поглотитель:
1 — трос; *2* — штанга; *3* — звено поглотителя; *4* — телескопическая тяга; *5* — звено вытеснителя

полость контейнера в технологический канал. После завершения операций по перегрузке ТВС технологический канал герметизируется, давление в контейнере РЗМ сбрасывается, производится расстыковка контейнера с каналом и РЗМ направляется к месту выгрузки отработавших ТВС. За сутки РЗМ способна производить перегрузку пяти каналов без снижения мощности реактора. Реально за время кампании, составляющей около 3 лет, ежесуточно перегружаются два канала, при этом обеспечивается глубина выгорания 18,5 МВт·сут/кг.

Опыт эксплуатации реакторов РБМК-1000, на базе которых работают Ленинградская, Курская, Чернобыльская и Смоленская АЭС, показал, что их единичная мощность может быть увеличена до 1500 МВт при тех же размерах активной зоны и параметрах теплоносителя. Форсирование мощности в 1,5 раза достигается установкой завихрителей в конструкции ТВС, что приводит к закручиванию пароводяного потока и интенсивному орошению поверхностей нагрева твэлов, при этом массовое паросодержание на выходе может быть увеличено вдвое при достаточном запасе до кризиса теплообмена. В настоящее время два блока с реакторами РБМК-1500 работают на Игналинской АЭС.

На базе опыта эксплуатации реакторов АМБ и РБМК ведутся разработки кипящих графитовых реакторов с перегревом пара единичной мощностью 2000 МВт и более. В табл. 3.1 приведены основные характеристики отечественных графитовых реакторов с водным теплоносителем.

Таблица 3.1. **Основные характеристики отечественных графитовых реакторов с водным теплоносителем**

Характеристика	АМБ-II	РБМК-1000	РБМК-1500
Год пуска	1967	1973	1985
Мощность, МВт:			
электрическая	200	1000	1500
тепловая	530	3200	4800
КПД, %	37,7	31,3	31,3

Характеристика	АМБ-II	РБМК-1000	РБМК-1500
Активная зона			
Высота, м	6	7	7
Диаметр, м	7,2	11,8	11,8
Число каналов:			
испарительных	732	1693	1661
перегревательных	266	—	—
Загрузка топлива по металлическому U, т	48	192	189
Обогащение топлива, %	3	2,0	2,0(2,4)
Глубина выгорания, МВт×сут/кг	14,6	18,5	18,1
Диаметр твэла, мм	—	13,6	13,6
Материал оболочки	Нержавеющая сталь	Циркониевый сплав	Циркониевый сплав
Число сборок СУЗ	100	195	235
Параметры пара на турбину			
Давление, МПа	9	6,5	6,5
Температура, °С	500	280	280

Атомная энергетика Советского Союза до середины 80-х годов развивалась практически с реакторами двух типов — ВВЭР и РБМК. Первые из них — корпусные; их единичная мощность по условиям создания прочноплотного корпуса и транспортировки его на монтажную площадку АЭС ограничена. Единичная мощность реакторов типа РБМК не ограничена размерами активной зоны, давление теплоносителя несет каждый отдельный канал, эти реакторы монтируются на месте сооружения АЭС и не имеют крупных деталей, транспортирование которых было бы затруднительным. В особенности это относится к изготовлению и транспортированию тяжелых прочноплотных корпусов. Это обусловило в основном преимущественное наращивание мощностей АЭС в СССР в 70-е и начале 80-х годов за счет блоков с РБМК. К достоинствам канальных реакторов можно отнести и то, что имеется возможность контролировать работу каждого отдельного канала и в случае необходимости отключить его. Однако большое количество коммуникаций и чрезмерная разветвленность контура усложняют реакторную установку в целом. Большое количество конструкционных материалов в активной зоне, в особенности за счет труб технологических каналов, несущих давление, ухудшает баланс нейтронов. Введение в строй мощностей завода Атоммаш по изготовлению корпусов и другого тяжелого оборудования позволило переориентировать развитие атомной энергетики в первой половине 80-х годов на преимущественный ввод блоков АЭС с реактором наиболее предпочтительного типа — ВВЭР-1000.

Авария на Чернобыльской АЭС, оснащенной реакторами РБМК-1000, обнажила еще один существенный недостаток этого типа реактора, заключающийся в положительном паровом коэффициенте реактивности и соответственно к разгону реактора при обезвоживании. Это, в частности, в сочетании с недостаточным быстродействием СУЗ, явилось одной из причин аварии и поставило под сомнение дальнейшее наращивание мощностей АЭС с реакторами типа РБМК. С целью повышения безопасности этих реакторов на действующих АЭС проведена их модернизация. Положительный паровой коэффициент реактивности снижен до минимума за счет увеличения обогащения загружаемого топлива с 2 до 2,4% и общего количества поглощающих стержней в активной зоне. Так, в РБМК-1000 число укороченных стержней-поглотителей увеличено до 32, а в РБМК-1500 — до 40. Втрое примерно увеличен оперативный запас реактивности, что обеспечивается количеством стержней, запрещенных к полному выводу из активной зоны: в РБМК-1000 до 43—48, а в РБМК-1500 — до 53—58 стержней. Кроме того, предусмотрена автоматическая остановка реактора при снижении в нем оперативного запаса реактивности до 30 стержней. Реконструированы приводы СУЗ, а также каналы для них и конструкция самих поглощающих стержней, что позволило увеличить быстродействие СУЗ и довести ее до $\sim 0{,}5\beta_{эф}/с$. Расширен внутриреакторный контроль по высоте и по радиусу активной зоны.

Ведутся расчетно-экспериментальные исследования по дальнейшему повышению надежности и безопасности реакторов типа РБМК. Так, уменьшение графита в ячейке приводит к снижению парового эффекта, что предполагается реализовать в последующих реакторах этого типа. Расширяется перечень проектных и запроектных аварий, подлежащих тщательному анализу, и других мероприятий.

3.3. ГАЗОГРАФИТОВЫЕ РЕАКТОРЫ

В газографитовых реакторах в качестве теплоносителя используется газ. Газ практически не взаимодействует с графитом до весьма высоких температур, поэтому в таких реакторах реализуется корпусной вариант. Сочетание газового теплоносителя с графитовым замедлителем при определенных условиях позволяет использовать в качестве ядерного топлива природный уран. Газ, как и графит, допускает высокий подогрев, поэтому возможны высокотемпературные газографитовые реакторы. К достоинствам газового теплоносителя следует отнести сравнительно слабую коррозионную активность, что позволяет использовать в контакте с ним обычные углеродистые стали, он слабо активируется и первый контур не требует громоздкой биологической защиты.

Основной недостаток газового теплоносителя — его малая теплопроводность и как следствие этого — сравнительно низкий коэффициент теплоотдачи. Обе эти характеристики пропорциональны плотности газа, и для их улучшения требуется повысить давление в контуре циркуляции. Для увеличения коэффициента теплоотдачи идут на предельно высокие скорости циркуляции теплоносителя, а в некоторых типах реакторов применяют оребренные твэлы. Все это в конечном итоге приводит к значительным затратам на перекачку теплоносителя, что характерно для установок с газоохлаждаемыми реакторами. Особенностью их являются также большие размеры трубопроводов газового контура, обусловленные малой удельной теплоемкостью теплоносителя.

Этапы развития газографитовых реакторов можно проследить на примере атомной энергетики Великобритании, базирующейся до настоящего времени на реакторах этого типа*. В 1956 г. в Великобритании была пущена первая АЭС «Колдер-Холл» с графитовым реактором на природном уране. В качестве теплоносителя использован углекислый газ CO_2 при давлении в корпусе 0,78 МПа. Основным конструкционным материалом служит сплав на основе магния (магнокс), слабо поглощающий нейтроны. Именно сочетание указанных компонентов в активной зоне позволило сконструировать реактор на природном уране. Недостаток магнокса — сравнительно низкая предельная температура ($\sim$450° С), при которой он заметно теряет механическую прочность. При температуре около 640° С магнокс плавится. Для обеспечения надежной работы магноксовой оболочки твэла температура теплоносителя на выходе из реактора не должна превышать $\sim$400° С. В реакторе АЭС «Колдер-Холл» она принята равной 345° С.

Электрическая мощность магноксовых реакторов, получивших такое название благодаря используемому в активной зоне конструкционному материалу, возросла с 42 МВт (реактор АЭС «Колдер-Холл») до 590 МВт (реактор на АЭС в Уилфе). Это было достигнуто за счет увеличения размеров активной зоны, повышения давления до 2,7 МПа и температуры газа на выходе до 410° С. Соответственно возрос КПД блока с 24,6 до 33,6%. Первые реакторы сооружались в металлических корпусах диаметром до $\sim$20 м при толщине стенки, несколько превышающей 100 мм. Изготовлялись они из отдельных секций на монтажной площадке с последующей термической обработкой сварных швов. Единичная мощность этих реакторов при давлении 1,5 МПа была доведена до $\sim$300 МВт. Дальнейшее

* В настоящее время в Великобритании строится первая АЭС с реактором типа PWR.

повышение мощности, связанное с увеличением размера металлического корпуса, встретило серьезные технические трудности. Выход был найден в применении корпуса из предварительно напряженного железобетона с одновременным увеличением его размеров и давления теплоносителя.

Приведем суммарную электрическую мощность (МВт) некоторых АЭС Великобритании с магноксовыми реакторами (в скобках указано число реакторов на АЭС):

«Колдер-Холл» (4)	219
«Чапел-Кросс» (4)	228
«Беркли» (2)	334
«Брадуэлл» (2)	374
«Хантерстон» (2)	360
«Хинкли-Пойнт-А» (2)	664
«Траусвинит» (2)	585
«Данджнесс-А» (2)	577
«Сайзуэлл-А» (2)	653
«Олдбери» (2)	664
«Уилфа» (2)	1352

АЭС перечислены в соответствии с хронологией их ввода в эксплуатацию. Девять первых АЭС работают с реакторами в металлических корпусах. Первый магноксовый реактор в железобетонном корпусе сооружен на АЭС «Олдбери».

На рис. 3.9 приведен поперечный разрез магноксового реактора АЭС «Уилфа» с интегральной компоновкой. Графитовая кладка размещена на специальной опорной конструкции внутри сферического корпуса, выполненного из ПНЖБ. Диаметр корпуса — около 29 м, а толщина стенки ~3,3 м. Корпус изнутри облицован стальфолиевой изоляцией, которая совместно с системой охлаждения обеспечивает температуру бетона не выше 45° С. Циркуляция теплоносителя внутри корпуса организована так, что практически вся его внутренняя поверхность и несущие конструкции омываются «холодным» CO_2 с температурой около 250° С. Графитовые блоки размером в поперечнике около 200 мм, определяющем шаг решетки, имеют центральные отверстия диаметром 105 мм, в которые загружаются твэлы.

Твэлы (рис. 3.10) представляют собой довольно крупные стержни диаметром около 30 мм и длиной около 1 м. В качестве топлива используется природный металлический уран в герметичной магноксовой оболочке. Наружная поверхность оболочки имеет оребрение, выполненное как одно целое с ней. Центрирование твэлов, расположенных один над другим в отверстиях графитовых блоков, осуществляется специальными, более высокими ребрами. Число параллельных каналов с твэ-

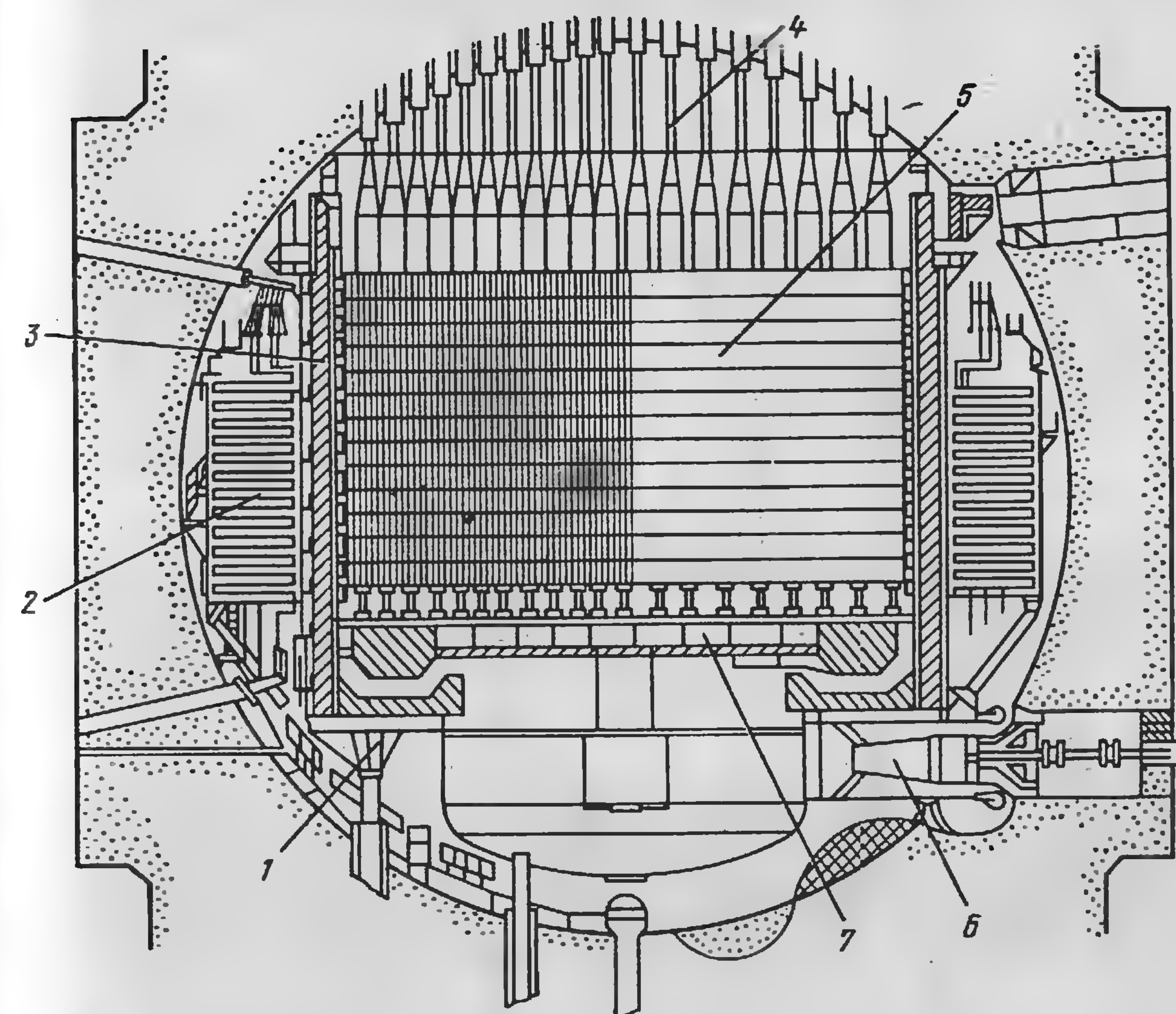


Рис. 3.9. Реактор АЭС «Уилфа»:
1 — опора внутрикорпусных устройств; *2* — парогенератор; *3* — радиационная защита парогенератора; *4* — каналы для прохода стержней СУЗ и перегрузки топлива; *5* — активная зона; *6* — газодувка; *7* — опорная конструкция кладки

лами в этом реакторе велико и составляет 6150. Сравнительно редкая решетка позволяет производить перегрузку топлива на ходу. На реакторе «Уилфа» она производится через каналы, размещенные в верхней части корпуса, специальной перегрузочной машиной. Через каждый перегрузочный канал обслуживается несколько десятков рабочих каналов. В некоторых магноксовых реакторах, например на АЭС «Хантерстон», перегрузочные отверстия расположены в нижней части корпуса. Регулирование реакторов осуществляется подвижными поглощающими стержнями, обычно с верхним расположением приводов. В соответствии с этим имеются специальные патрубки для проходки приводов СУЗ.

Использование природного урана ограничивает глубину выгорания, которая не превышает в этих реакторах $4 \cdot 10^3$ МВт·сут/т. Вследствие низких рабочих температур, обусловленных использованием магноксовой оболочки, а также предельной температурой металлического урана, тепловая

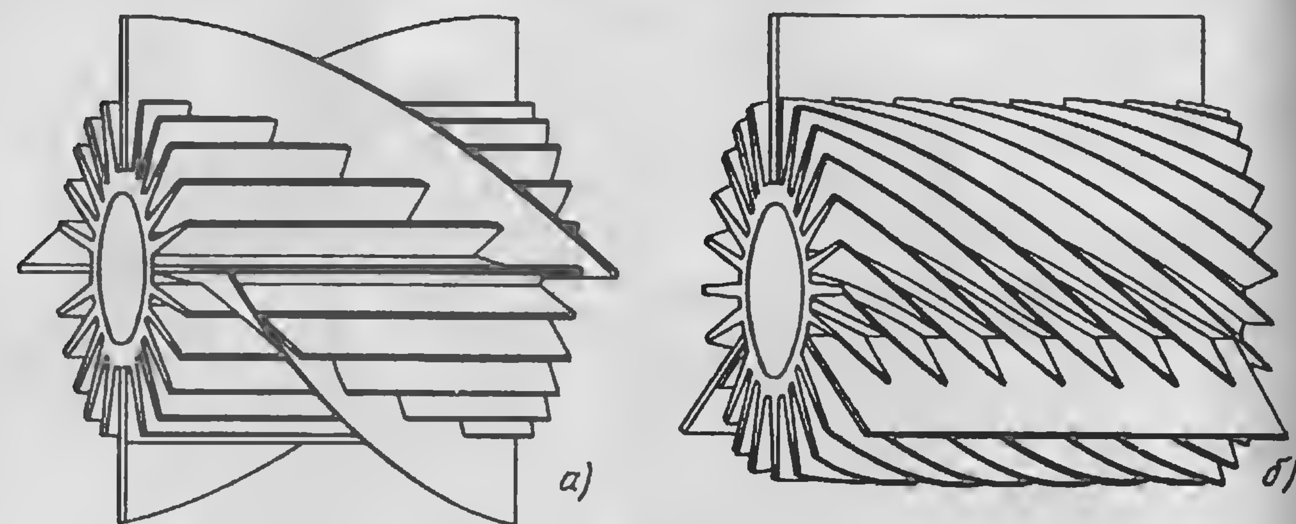


Рис. 3.10. Общий вид магноксового твэла:
а — продольное оребрение с винтообразными пластинами; *б* — винтообразное оребрение с прямыми пластинами

нагрузка этих реакторов невелика, а в сочетании с графитовым замедлителем удельное энерговыделение в них лежит в пределах 0,5—0,8 МВт/м^3, т. е. на два порядка меньше, чем в водо-водяных реакторах. Для обеспечения сравнительно низкой температуры урана (~600° С) при изготовлении подобных твэлов должен быть обеспечен плотный контакт (без зазора) между оболочкой и сердечником, чтобы избежать большого термического сопротивления. Все это существенно ограничивает наращивание мощностей АЭС на базе подобных реакторов. Однако на первом этапе атомная энергетика Великобритании развивалась на базе магноксовых реакторов. Они использовались как двухцелевые — для выработки электроэнергии и накопления плутония. Баланс нейтронов в них исключительно благоприятный, и КВ несколько превышает 0,8.

Дальнейшим развитием газографитовых реакторов явилось создание реакторов типа AGR (Advanced Gascoólden Reactor). Вместо металлического природного урана в них используется UO_2 с обогащением до 2,5%, а магноксовые оболочки твэлов заменены оболочками из нержавеющей стали. Это позволило увеличить глубину выгорания до 20 000 МВт·сут/т и температуру газа на выходе до 650—670° С. Первые опытно-промышленные реакторы типа AGR, как и магноксовые реакторы, изготовлялись в металлических корпусах, но в последующем перешли на корпуса из предварительно напряженного железобетона. Единичная мощность реакторов возросла с нескольких десятков до 660 МВт.

На рис. 3.11 приведен общий вид реактора AGR АЭС «Хинкли-Пойнт-Б» с интегральной компоновкой первого контура в железобетонном корпусе. Графитовая кладка реактора, размещенная в металлическом кожухе, состоит из цилиндрических и квадратных блоков (рис. 3.12). В круглых вертикальных отверстиях цилиндрических блоков размещаются ТВС, а в отверстиях квадратных блоков — органы регулирования и датчики внутриреакторных измерений. ТВС представляют

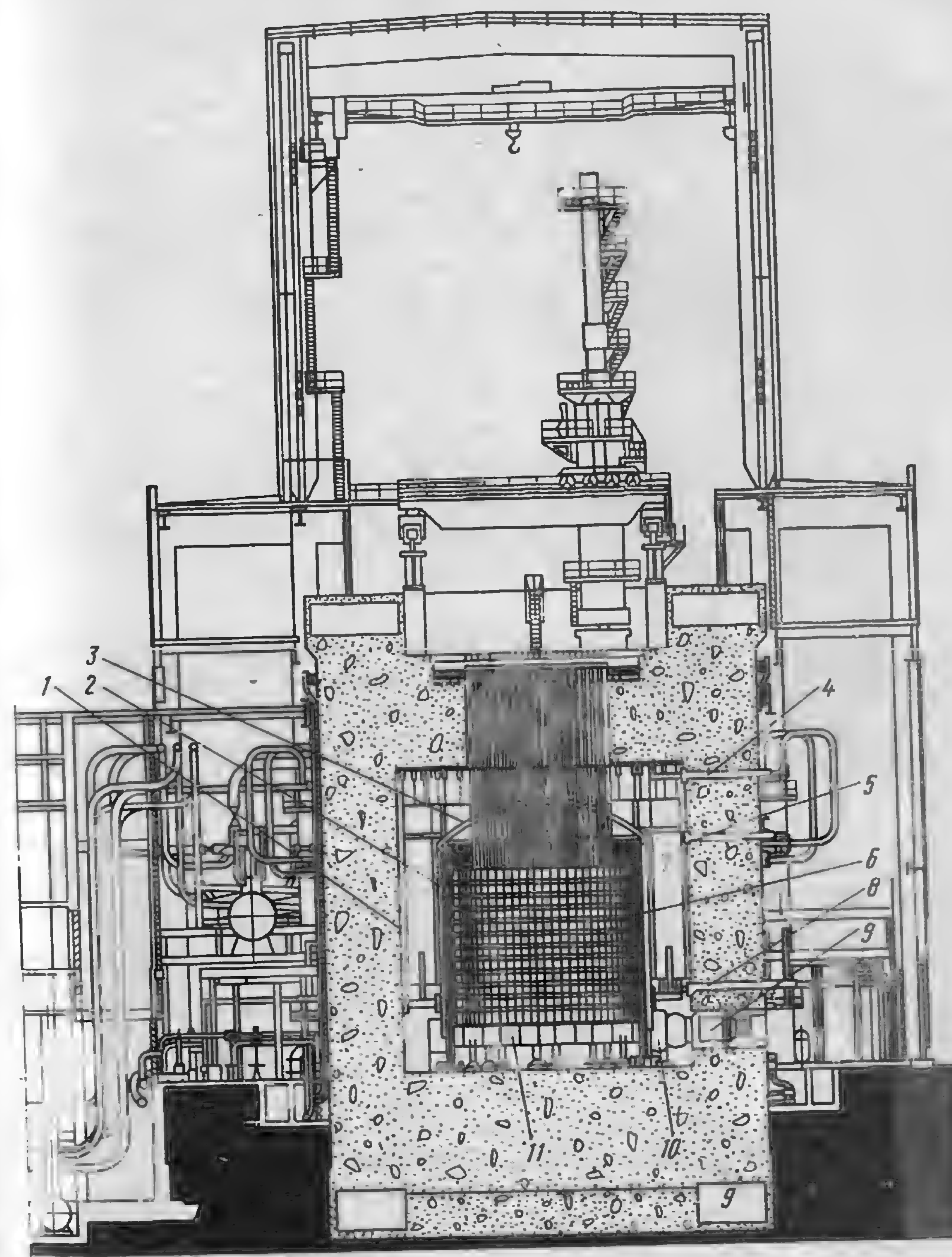


Рис. 3.11. Реакторная установка АЭС «Хинкли-Пойнт-Б»:
1 — тепловая защита; *2* — газонаправляющее устройство; *3* — кожух из бористой стали; *4* — паропровод пара после вторичного перегрева; *5* — то же для острого пара; *6* — активная зона; *7* — парогенератор; *8* — подвод питательной воды; *9* — газодувка; *10* — выходной патрубок газодувки; *11* — опорная конструкция

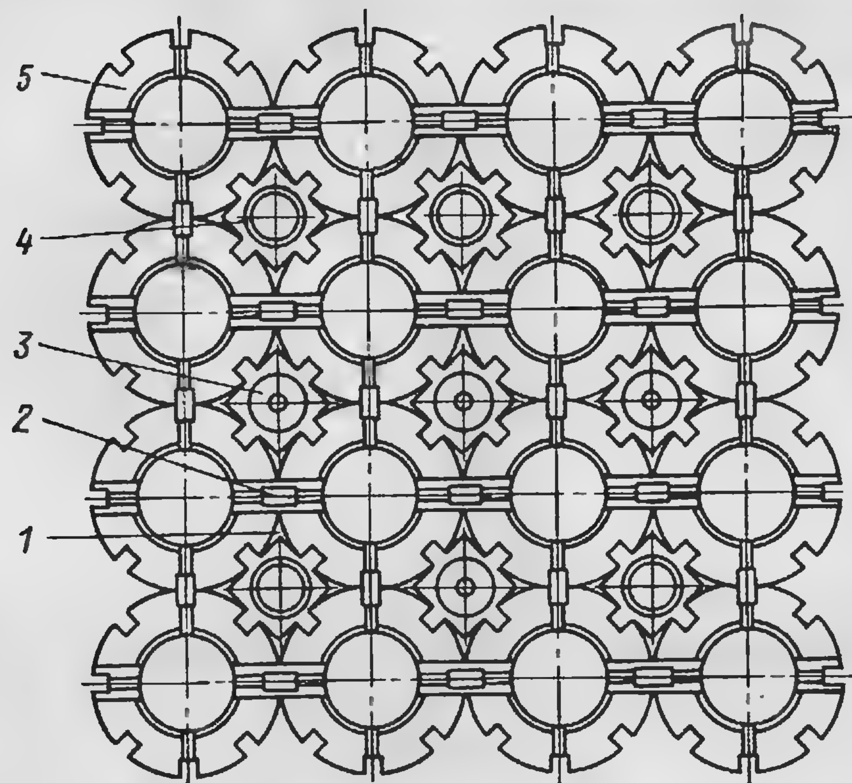


Рис. 3.12. Схема установки графитовых блоков замедлителя в активной зоне AGR:
1 — канал для прохода углекислого газа, охлаждающего кладку; *2* — графитовая связующая шпонка; *3* — блок для размещения внутризонных детекторов; *4* — блок для размещения стержня СУЗ; *5* — блок для размещения ТВС

собой пучок стержней из 36 твэлов, собранный в защитном цилиндрическом графитовом кожухе (рис. 3.13). Длина каждой ТВС — около 1 м. В каждый топливный канал диаметром 250 мм последовательно загружаются 8 ТВС. Число параллельных каналов для ТВС 412, шаг между которыми 400 мм. Как видно, шаг решетки в AGR по сравнению с магноксовыми реакторами увеличивается в 2 раза, что обусловлено применением обогащенного урана. Это упростило перегрузку топлива — через каждый перегрузочный канал обслуживается один рабочий канал. Диаметр топливного сердечника из UO_2 14,5 мм, а толщина оболочки из нержавеющей стали ~0,4 мм.

Теплоноситель — углекислый газ; давление 4,3 МПа; температура на входе в активную зону 292° С и на выходе из нее 645° С. Для поддержания температуры графитовой кладки на уровне не более 500° С часть «холодного» теплоносителя отбирается для ее охлаждения, после чего она смешивается с основным потоком CO_2 на входе в активную зону. Железобетонный корпус охлаждается водой, и температура его поддерживается на уровне около 70° С.

Как уже упоминалось, атомная энергетика Великобритании базируется на газографитовых реакторах — магноксовых и усовершенствованных типа AGR, охлаждаемых углекислым газом. При переходе в этих реакторах на более высокие давление и температуру в конце 60-х годов было обнаружено, что углеродистая сталь в атмосфере CO_2 корродирует в местах контакта крепежных соединений. В связи с этим на действующих АЭС пришлось пойти на снижение температуры газового теплоносителя, что в конечном итоге привело к уменьшению

суммарной мощности на 20—25%. Это не только задержало ввод в эксплуатацию вновь строящихся АЭС, но и поставило под сомнение всю программу развития атомной энергетики Великобритании, ориентированную на реакторы этого типа. Аналогичная ситуация сложилась и во Франции, атомная энергетика которой начала развиваться также на базе газографитовых реакторов. Отличительная особенность первых газографитовых реакторов, используемых на АЭС Франции, — горизонтальное расположение технологических каналов. Это упрощает перегрузку ядерного топлива, однако дистанционирование твэлов при этом усложняется. С момента обнаружения коррозионных явлений программа развития атомной энергетики Франции практически полностью переориентирована на водо-водяные реакторы.



Рис. 3.13. Тепловыделяющая сборка реактора AGR

Интерес к газографитовым реакторам во многих странах мира, в том числе и в нашей стране, возрос в связи с использованием в них в качестве теплоносителя гелия и созданием высокотемпературных реакторов. Гелий — инертный газ, он допускает высокие температуры в контакте с графитом (в перспективе до 1000° С и более) без взаимодействия с ним. Все это не только позволяет получить на АЭС с высокотемпературными реакторами пар высоких параметров и использовать стандартные турбины, освоенные в обычной тепловой энергетике, но и перейти в перспективе к прямому циклу с газовой турбиной.

Основной конструкционный материал в этих реакторах — графит, выполняющий роль не только замедлителя, но и матрицы для диспергирования в ней микрочастиц ядерного топлива, а также оболочки твэлов, предотвращающей выход продуктов деления в теплоноситель. В связи с этим баланс нейтронов в этих реакторах весьма благоприятный, и при использовании в них ториевого цикла КВ может приближаться к единице.

Значительные успехи в развитии и освоении высокотемпературных газоохлаждаемых тепловых реакторов (HTGR) достигнуты в США. В июне 1967 г. была введена АЭС «Питч-Боттом» с реактором — прототипом HTGR мощностью 40 МВт (эл.), а в 1977 г. состоялся пуск АЭС «Форт-Сент-Врейн» с HTGR мощностью 330 МВт (эл.). Одновременно ведутся разработки крупных коммерческих АЭС, в частности АЭС «Фултон» с двумя блоками по 1160 МВт.

На рис. 3.14 показан общий вид реакторной установки «Форт-Сент-Врейн», имеющей интегральную компоновку первого контура в одном общем железобетонном корпусе. Высота шестигранного корпуса 35 м, диаметр (размер под ключ) 20,3 м. Внутренняя полость корпуса цилиндрической формы имеет диаметр около 9 м и высоту 22,5 м. В верхней части корпуса размещен сам реактор, а парогенераторы и газодувки — под ним.

Целостность корпуса при рабочем давлении 5 МПа обеспечивается усиливающей стальной арматурой и системой предварительного напряжения, состоящей из металлических тросов. Внутренние поверхности полостей и каналов корпуса облицованы оболочкой из углеродистой стали. Для обеспечения допустимой температуры бетона и стальной оболочки к внутренней поверхности последней прикрепляется слой керамической теплоизоляции. По внешней поверхности стальной оболочки, обращенной к бетону, проложена система труб для водяного охлаждения, что позволяет поддерживать температуру внутренней поверхности бетона на уровне 70° С.

Активная зона набирается из шестигранных графитовых блоков с твэлами, изготовленных из обычного реакторного графита. В топливных блоках (рис. 3.15) имеются 102 продольных сквозных канала для гелиевого теплоносителя и 210 заглушенных для твэлов и выгорающих поглотителей.

Твэлы, загружаемые в глухие каналы, представляют собой цилиндрические стержни высотой 5—6 см, выполненные прессованием мелких топливных частиц в графитовой матрице. В качестве топлива используется высокообогащенный (93%) уран в виде UC_2 с размером частичек около 200 мкм, а воспроизводящим материалом служит ThO_2. Твэлы покрыты газоплотной оболочкой, выполненной из высокопрочного пиролитического графита.

Выгорающие поглотители также представляют собой графитовые стерженьки, содержащие до 5% природного бора (в виде B_4C). Они предназначены для компенсации избыточной реактивности и выравнивания радиального энерговыделения.

Реактор регулируется с помощью 74 подвижных регулирующих стержней, перемещаемых попарно от одного привода.

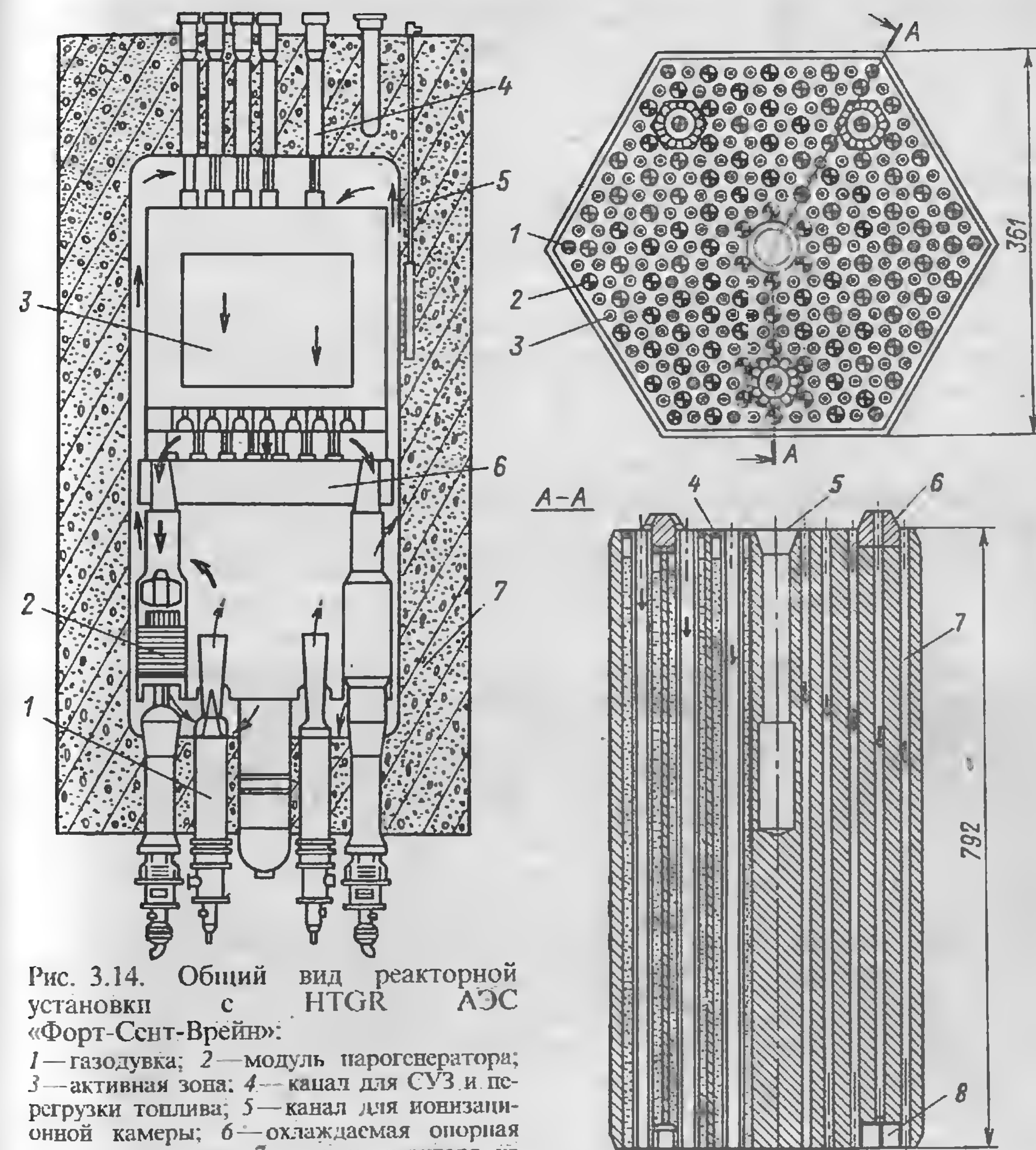


Рис. 3.14. Общий вид реакторной установки с HTGR АЭС «Форт-Сент-Врейн»:
1 — газодувка; *2* — модуль парогенератора; *3* — активная зона; *4* — канал для СУЗ и перегрузки топлива; *5* — канал для ионизационной камеры; *6* — охлаждаемая опорная конструкция зоны; *7* — корпус реактора из ПНЖБ

Рис. 3.15. Графитовые блоки с каналами для топлива, прохода теплоносителя и другими элементами:
1 — каналы для выгорающих поглотителей ∅12,7 мм; *2* — каналы для теплоносителя ∅21 мм; *3* — каналы для твэлов ∅15,9 мм; *4* — графитовая пробка; *5* — отверстие для захвата перегрузочной машины; *6* — установочный штифт; *7* — поток гелия; *8* — установочное гнездо

Перегрузка топлива производится при выключенном реакторе со сбросом давления и расхолаживанием контура. На реакторе АЭС «Форт-Сент-Врейн» при продолжительности кампании 6 лет предусматривается ежегодная перегрузка 1/6 части топлива (примерно 250 блоков). Перегрузка производится через вертикальные каналы, расположенные на верхней крышке реактора. Каждый канал обслуживает группу топливных

колонн. Через те же перегрузочные каналы проходят приводы СУЗ, которые во время перегрузки убираются.

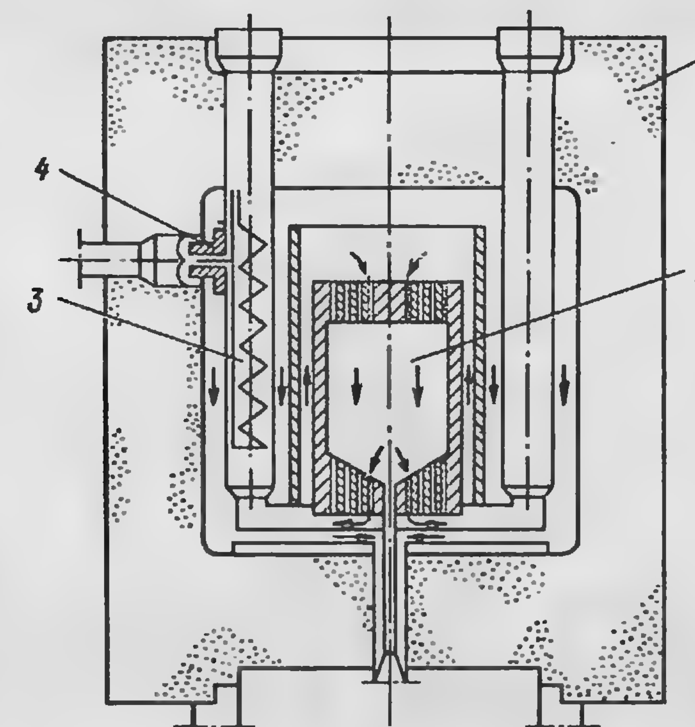
В реакторах HTGR топливные графитовые блоки одновременно служат и замедлителем. Они не рассчитаны на весь срок работы и полностью заменяются новыми за время кампании реактора. Аналогичные графитовые блоки, являющиеся отражателем, не имеют вертикальных каналов для топлива и теплоносителя и заменяются примерно в 2 раза реже, чем топливные в активной зоне.

Для высокотемпературных газографитовых реакторов характерно нисходящее направление движения теплоносителя. В них теплоноситель с температурой около 300° С поступает с верхнего торца активной зоны и, подогревшись, отводится с нижнего. При этом приводы СУЗ и устройства для перегрузки во время нормальной работы находятся в зоне сравнительно холодного газа.

Активная зона высокотемпературных газовых реакторов, работающих на АЭС в США, состоит из стержневых или призматических топливных блоков. В ФРГ реализована иная концепция активной зоны — со свободной засыпкой шаровых твэлов и созданы реакторы типа AVR (Arbeitsgemeinschaft Versuchreactor). На основе опыта работы прототипного реактора в ФРГ сооружена АЭС с реактором типа THTR-300 электрической мощностью 300 МВт (рис. 3.16). В центре реактора расположена активная зона диаметром 5,6 м и средней высотой 5 м со свободной засыпкой шаровых твэлов. Активная зона окружена графитовым отражателем, за которым с некоторым зазором для прохода газового теплоносителя имеется тепловая защита из серого чугуна. За тепловой защитой размещены шесть парогенераторов, соединенных с индивидуальной газодувкой. Схема движения теплоносителя показана на рисунке.

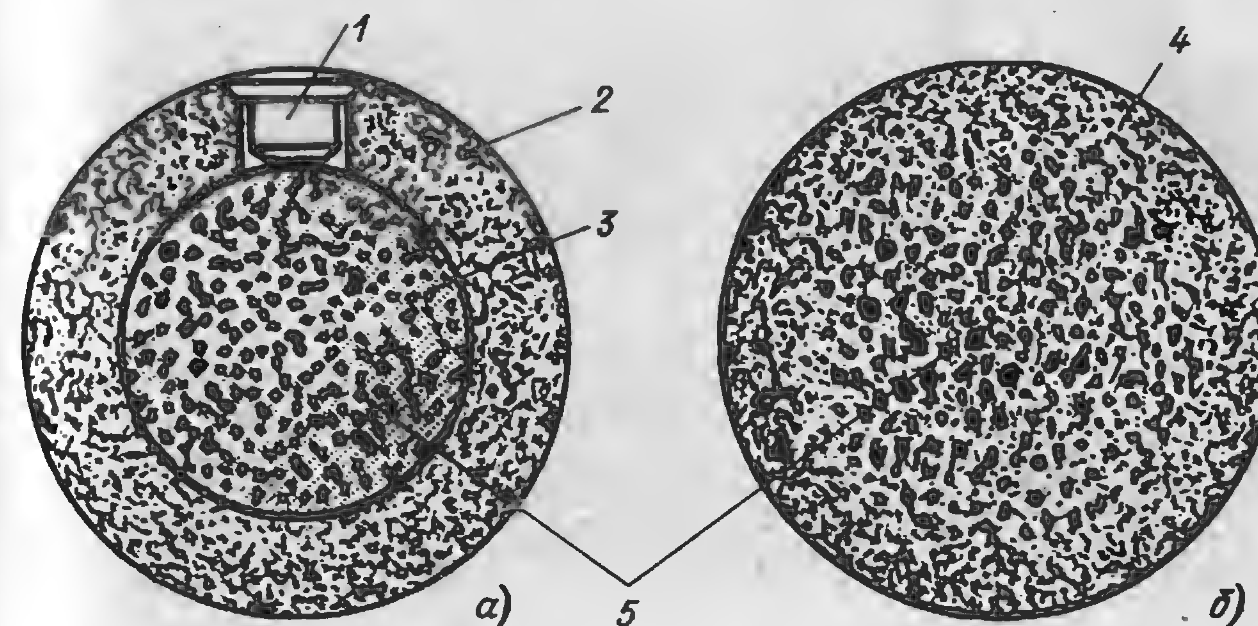
Первоначально шаровые твэлы (рис. 3.17) представляли собой полые шары, заполняемые смесью микротвэлов и матричного графита со связующим веществом, закрытые с помощью резьбовой пробки. Впоследствии был освоен новый, более дешевый способ изготовления шаровых твэлов путем прессования. Диаметр твэла составляет около 60 мм, при этом центральная часть с топливом имеет диаметр 50 мм при толщине оболочки, выполненной из пиролитического углерода, около 5 мм. Состав и размер микрочастиц топлива такой же, как и в твэлах реакторов HTGR.

Шаровые твэлы засыпаются в активную зону сверху и выгружаются через трубу в ее коническом днище. Загрузка и выгрузка шаровых твэлов ведется непрерывно в процессе работы реактора, что является большим достоинством, так как при этом не требуется компенсации реактивности за счет



→
Рис. 3.16. Схема реакторной установки THTR-300:
1 — железобетонный корпус; *2* — активная зона с шаровой засыпкой твэлов; *3* — парогенератор; *4* — газодувка

Рис. 3.17. Шаровые твэлы:
а — твэл с резьбовой пробкой; *б* — прессованный твэл; *1* — резьбовая пробка; *2* — графитовая оболочка; *3* — графитовая матрица; *4* — наружная зона без топлива; *5* — делящийся и воспроизводящий материал



избытка топлива над критической массой, присущей реакторам с периодической перегрузкой. Реактор снабжен 78 подвижными поглощающими стержнями, 36 из которых размещены в специальных каналах бокового отражателя, а 42 принудительно вводятся в шаровую засыпку активной зоны. Приводы регулирующих стержней размещены в защитных трубах бетонного корпуса. Для быстрого аварийного выключения предусмотрена засыпка мелких поглощающих нейтроны шариков, способных проникать в зазоры между шаровыми твэлами. Основные характеристики зарубежных газоохлаждаемых реакторов приводятся в табл. 3.2.

Перспектива развития высокотемпературных реакторов определяется не только высоким КПД АЭС, но и возможностью

Таблица 3.2. **Основные характеристики газоохлаждаемых реакторов**

Характеристика	«Уилфа»	«Хинкли-Пойнт-Б»	HTGR-1160	THTR-300
Реактор				
Тип реактора	Магноксовый	AGR	ВТГР с призматическими топливными блоками	ВТГР с шаровой засыпкой
Мощность, МВт:				
тепловая	—	1493	3000	750
электрическая:				
брутто	—	625	1175	310
нетто	590	621	1160	300
КПД нетто, %	31,5	41,6	38,6	40
Активная зона				
Диаметр, м	17,4	9,1	8,4	5,6
Высота, м	9,14	8,3	6,3	5,1
Энергонапряженность, МВт/м³	~0,8	2,76	8,6	6,0
Энергонапряженность топлива, кВт/кг	3,16	13,1	76,5	115
Тип твэла	Блочковый	Стержневой	Стержневой в графитовых призмах	Шаровой
Выгорание топлива, МВт·сут/кг	3,5	18	98	113
Топливо	Природный металлический уран	UO_2 (обогащение 2,0—2,55%)	Th—^{235}U (обогащение 93%)	Th—^{235}U (обогащение 93%)
Загрузка топлива, т	—	114U	1,725U+ +37,5Th	0,33U+ +6,22Th
Режим перегрузки	На ходу	На ходу	На остановленном реакторе	На ходу, непрерывно
Число стержней регулирования	—	65	73 пары	78 (в том числе 36 в отражателе и 42 в активной зоне)
Первый контур				
Теплоноситель	CO_2	CO_2	He	He
Давление, МПа	2,75	4,3	5,1	4,0
Температура теплоносителя, °С:				
на входе	250	292	316	260
на выходе	414	645	741	750
Компоновка	Интегральная			
Материал корпуса	ПНЖБ			

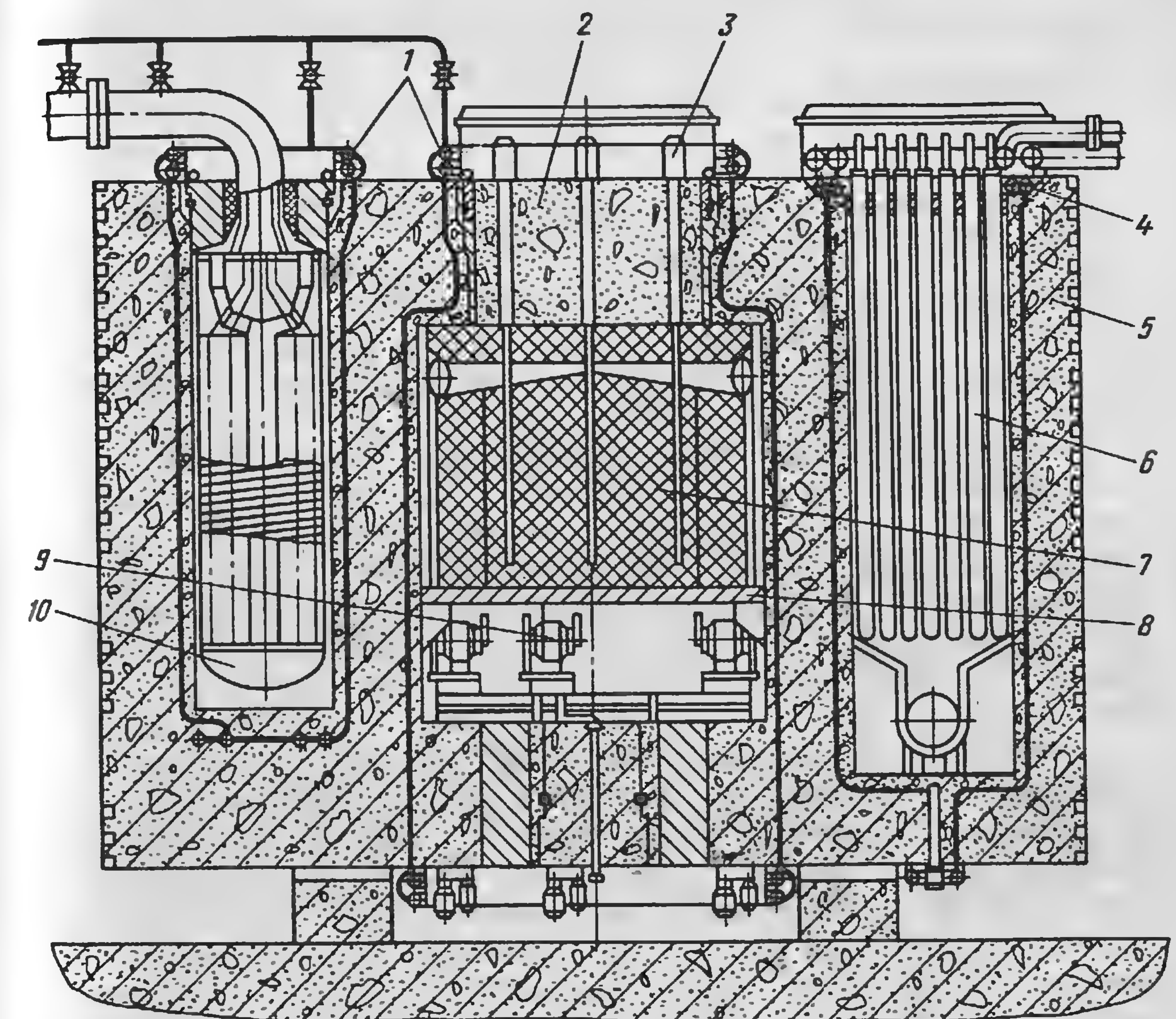


Рис. 3.18. Общий вид реактора ВТГР-500:
1, 4 — коллекторы системы охлаждения корпуса; *2* — крышка; *3* — привод СУЗ; *5* — корпус из ПНЖБ; *6* — конверсионная печь; *7* — активная зона; *8* — опорная плита; *9* — загрузочный механизм; *10* — теплообменник

использования их в ряде отраслей производства, где требуются высокие температуры (металлургической, химической и ряде других). Так, у нас в стране имеется проектная разработка ЯЭУ с высокотемпературным реактором тепловой мощностью 500 МВт (ВТГР-500). В проекте реализована концепция реактора с шаровыми твэлами, охлаждаемыми гелиевым теплоносителем, со средней температурой газа на выходе 950° С. При этом рассматриваются два варианта: со свободной засыпкой шаровых твэлов и с направляющими графитовыми каналами. В канальном варианте загрузка шаровых твэлов осуществляется специальными загрузочными механизмами в нижнюю часть активной зоны, а выгрузка (непрерывная) — из верхней части. Первый контур имеет интегральную компоновку в корпусе из ПНЖБ (рис. 3.18).

Глава 4

ТЯЖЕЛОВОДНЫЕ РЕАКТОРЫ

4.1. ОСОБЕННОСТИ И РАЗНОВИДНОСТИ

Тяжеловодными называют реакторы, в которых замедлителем является тяжелая вода (D_2O). Они наиболее экономичны в отношении расхода ядерного топлива, что обусловлено свойствами D_2O как замедлителя: тяжелая вода обладает наивысшим коэффициентом замедления по сравнению как с обычной водой, так и с графитом. В этих реакторах требуется минимальная загрузка топлива для выработки единицы мощности. Тяжелая вода практически не поглощает тепловые нейтроны, поэтому тяжеловодные реакторы могут работать на природном уране с достаточной свободой выбора состава топлива и конструкции активной зоны. Благодаря хорошему балансу нейтронов КВ в этих реакторах высок по сравнению с КВ реакторов на тепловых нейтронах других типов.

Основной недостаток тяжеловодных реакторов — высокая стоимость тяжелой воды. Однако это практически полностью компенсируется низкой стоимостью топливной составляющей. Тем не менее при конструировании и эксплуатации тяжеловодных реакторов необходимо позаботиться о сведении к минимуму потерь D_2O. Это тем более важно, что утечка тяжелой воды определяет содержание паров трития в рабочих помещениях, токсичных и вредных для организма человека.

Пробег нейтронов в тяжеловодном замедлителе значительно больше, чем в обычной воде (H_2O), поэтому решетка активной зоны тяжеловодных реакторов делается редкой и габариты этих реакторов заметно превышают размеры водо-водяных реакторов. По габаритам тяжеловодные реакторы близки к графитовым, поэтому в них сравнительно низкое удельное энерговыделение в активной зоне (примерно на порядок ниже, чем в водо-водяных реакторах с водой под давлением).

В качестве теплоносителя в тяжеловодных реакторах наибольшее применение получила тяжелая и обычная вода. При использовании в качестве теплоносителя тяжелой воды реакторы могут быть как корпусными, так и канальными. Однако если учесть, что основная утечка идет в контуре циркуляции теплоносителя, целесообразно отделить замедлитель с его весьма редкой решеткой от теплоносителя, а это в конечном итоге приводит к варианту канального типа. В реакторах с легководным теплоносителем конструкция активной зоны определяется однозначно — с разделением теплоносителя и замедлителя без допущения какого-либо контакта между ними.

Тяжеловодные реакторы с водным теплоносителем (D_2O или H_2O) могут быть как кипящие, так и без кипения воды в активной зоне. Для этих реакторов характерно высокое давление теплоносителя, что обусловлено его теплофизическими свойствами.

В качестве теплоносителя в тяжеловодных реакторах можно использовать газ. В некоторых странах сооружены единичные экземпляры прототипов энергетических тяжеловодных реакторов с газовым теплоносителем. Это реакторы корпусного типа.

4.2. ТИПИЧНЫЕ КОНСТРУКЦИИ ТЯЖЕЛОВОДНЫХ РЕАКТОРОВ

Тяжеловодные реакторы по сравнению с другими типами получили меньшее развитие. Это определяется относительно высокой стоимостью их установленной мощности, а также сравнительно большим разнообразием конкурентоспособных вариантов. Однако в некоторых странах, особенно в Канаде, атомная энергетика базируется исключительно на тяжеловодных реакторах. В атомной энергетике Канады используется в основном один тип реакторов — на природном уране с тяжеловодным замедлителем и теплоносителем, получивший название CANDU (Canada Deuterium Uranium). Это объясняется тем, что Канада, обладая большими запасами природного урана, не имела собственных заводов для его обогащения.

Реакторы типа CANDU имеют характерные особенности. Это реакторы канального типа, с горизонтальным расположением рабочих каналов и перегрузкой ядерного топлива в процессе работы реактора. Первый опытно-промышленный реактор этого типа электрической мощностью 22 МВт был пущен в 1962 г. Впоследствии, по мере освоения и модернизации оборудования, были введены в эксплуатацию блоки мощностью 500, 600 и 750 МВт.

На рис. 4.1 приведен общий вид реактора CANDU АЭС «Пикеринг». Активная зона размещена в горизонтально расположенном цилиндрическом баке-каландре из нержавеющей стали, заполненном тяжелой водой. Бак между плоскими торцами пронизан трубами каландра. Наружная поверхность бака окружена бетонными стенками, заполненными обычной водой, которая является тепловой и биологической защитой. Горизонтальные рабочие каналы размещены в трубах каландра и проходят через торцевую биологическую защиту. Теплоноситель по индивидуальным коммуникациям раздается по параллельным рабочим каналам, при этом он подводится с одного торца, а отводится с другого. АЭС с реакторами CANDU работают по двухконтурной схеме, на турбину поступает пар, генерируемый в парогенераторе. Система

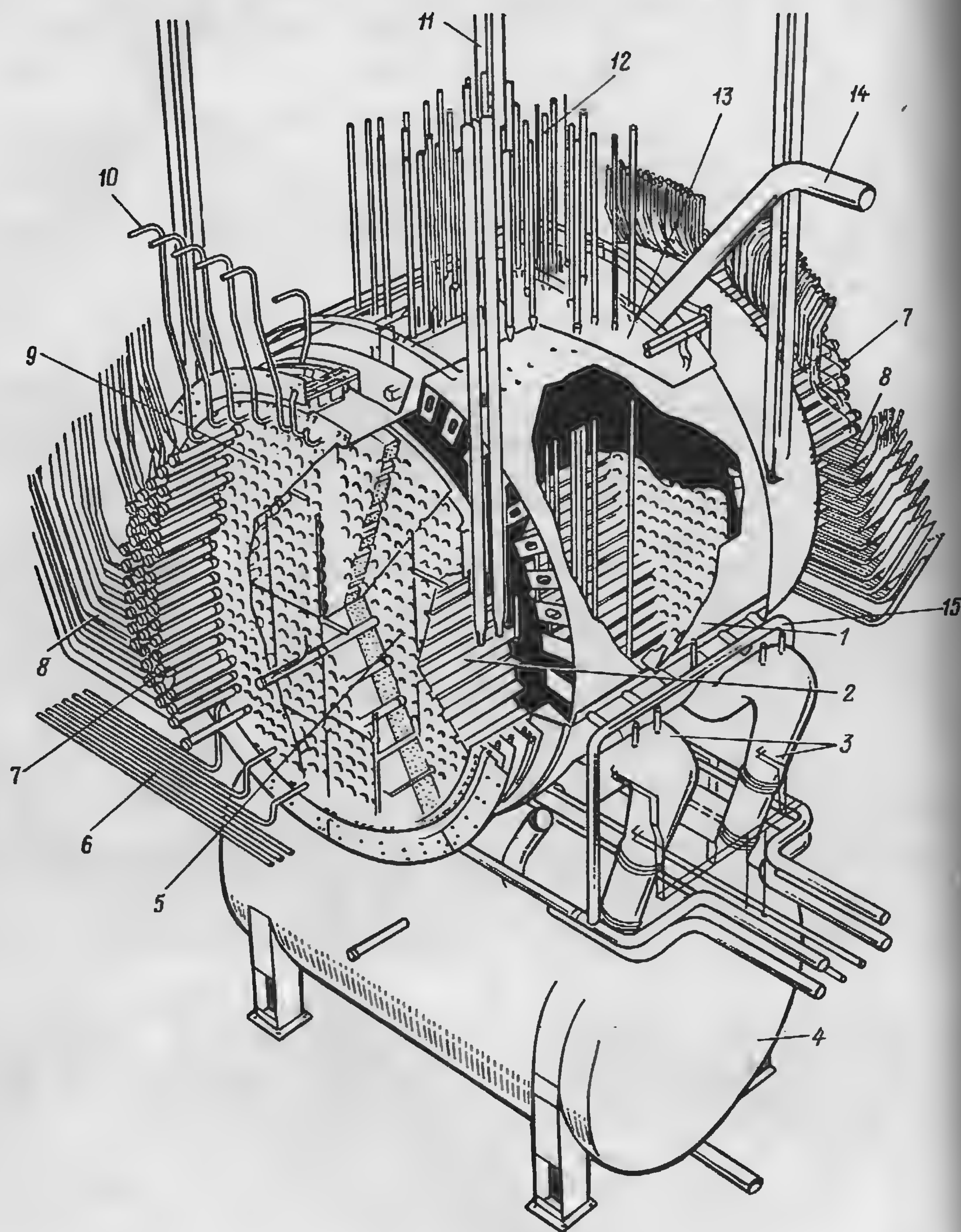


Рис. 4.1. Общий вид реактора АЭС «Пикеринг»:
1—бак-каландр; *2*—трубы каландра; *3*—сбросные каналы D_2O; *4*—сбросный бак; *5*—внутренний трубный лист торцевой защиты; *6*, *10*—входное и выходное охлаждение торцевой защиты; *7*—трубы технологических каналов; *8*—отвод и подвод теплоносителя; *9*—наружный трубный лист торцевой защиты; *11*—опорные штанги корпуса; *12*—каналы стержней СУЗ; *13*—оболочка корпуса; *14*—подвод гелия; *15*—коллектор входа D_2O

охлаждения в реакторе АЭС «Пикеринг» состоит из двух петель. Направление движения теплоносителя в рабочих каналах от каждой петли противоположное. КПД энергоблока с реакторами CANDU равен около 30%.

Замедлитель D_2O заливается в межтрубное пространство бака-каландра, над уровнем которого имеется газовая подушка, выполняющая роль компенсатора объема. Температура замедлителя в канальных тяжеловодных реакторах поддерживается на уровне ~70° С. Это позволяет иметь низкое давление в баке с D_2O. Поэтому трубы каландра, выполняемые обычно из слабопоглощающего нейтроны алюминиевого сплава, сравнительно тонкостенные. При поддержании низкой температуры замедлителя в тяжеловодных реакторах формируется исключительно мягкий спектр тепловых нейтронов. Однако для поддержания температуры тяжелой воды на уровне 70° С необходимо постоянно отводить от нее тепло, выделяющееся при взаимодействии D_2O с нейтронами и γ-квантами, количество которого составляет примерно 6% полной тепловой мощности реактора. Кроме того, имеет место перетечка тепла от горячего теплоносителя, протекающего в рабочих каналах, к более холодному замедлителю. Для сведения к минимуму этой перетечки рабочие каналы, несущие давление теплоносителя, располагают в трубах каландра с некоторым зазором, заполняемым либо газом, либо другим изоляционным материалом. Обычно используется газ, который создает хорошее термическое сопротивление, вследствие чего перетечка тепла по сравнению с тепловыделением непосредственно в замедлителе мала. Для съема выделившегося тепла в замедлителе предусмотрен автономный контур охлаждения с теплообменниками и насосами, в котором циркулирует D_2O. Тепло это низкопотенциальное и практически не используется, что является прямой потерей.

В качестве топлива в реакторах CANDU используется диоксид урана с природным содержанием делящегося изотопа ^{235}U. На рис. 4.2 показана ТВС реактора «Пикеринг». Она состоит из пучка стержневых твэлов в оболочке из циркалоя. Диаметр твэлов 15,2 мм, число стержней в пучке 28. Длина ТВС составляет 495 мм, а всего их в одном рабочем канале 12. Труба рабочего канала в пределах активной зоны также выполнена из циркалоя, а торцевые части—из нержавеющей стали. Как видно, основным конструкционным материалом в активной зоне, так же как и в водо-водяных реакторах, является сплав на основе циркония. В данном случае это позволяет иметь хороший баланс нейтронов с относительно высоким КВ (около 0,9).

Перегрузка топлива производится на ходу путем проталкивания ТВС от одного торца к другому (рис. 4.3). Для этого имеются две перегрузочные машины, размещенные с противопо-

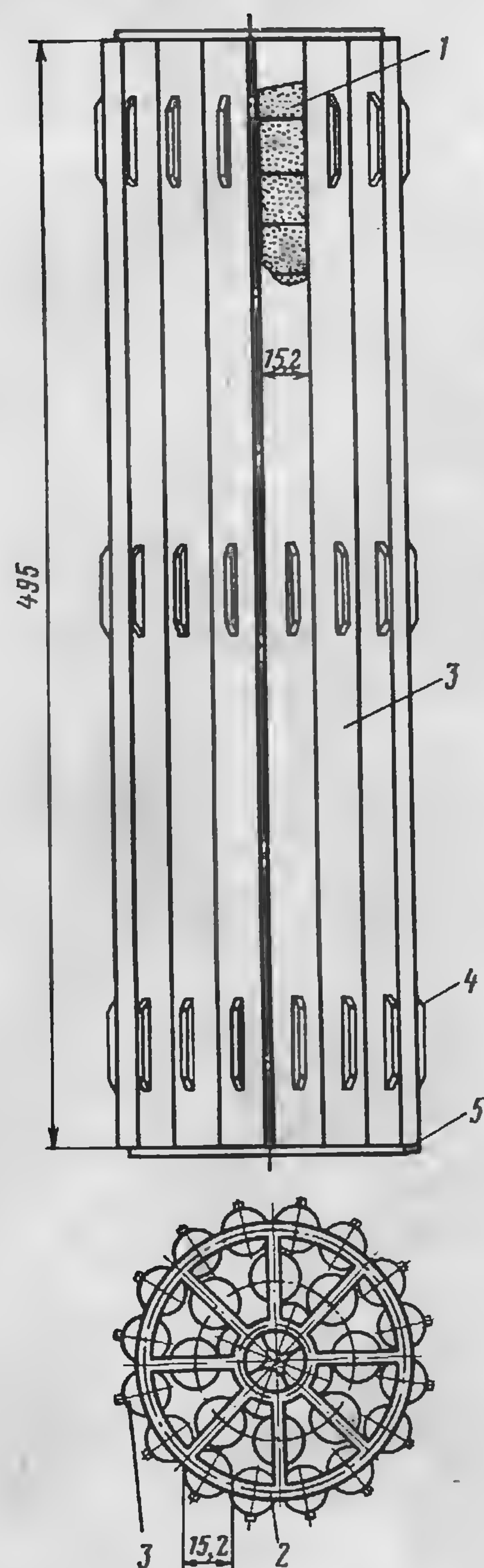


Рис. 4.2. ТВС реактора АЭС «Пикеринг»:
1 — таблетка из диоксида урана; 2, 5 — каркас ТВС; 3 — стержневой твэл в трубках из циркалоя; 4 — дистанционирующий выступ из циркалоя

ложных торцов, которые стыкуются с каналом, уплотняются с ним, удаляют защитные пробки. Затем одна из них подает ТВС в канал, проталкивает ее на длину ТВС, а другая с противоположного торца каландра принимает отработавшую ресурс ТВС. После этого герметизация канала идет в обратном порядке, а машины стыкуются с очередным каналом для перегрузки. Как видно, в этих реакторах реализуется режим перегрузки топлива на ходу периодическим передвижением ТВС от одного торца реактора к другому.

При таком способе перегрузки избыток топлива над критической массой определяется практически температурным и мощностным эффектами и отравлением ксеноном, вследствие чего требуется минимум компенсирующих средств. Компенсировать реактивность в тяжеловодных реакторах можно разными способами: подвижными поглощающими стержнями, размещенными в вертикальных каналах, пронизывающих толщу замедлителя; уровнем тяжелой воды в баке каландра; жидкостными стержнями, представляющими собой вертикальные трубы, заполняемые обычной водой, в которую можно добавить нуклиды, поглощающие нейтроны. Тонкое регулирование осуществляется обычно подвижными поглощающими стержнями. Для быстрого аварийного выключения используются все имеющиеся средства регулирования и компенсации реактивности, а также сброс тяжеловодного замедлителя из бака каландра и впрыск в него, например, борной кислоты.

В табл. 4.1 приведены основные теплофизические и конструкционные характеристики реакторов CANDU мощных АЭС Канады.

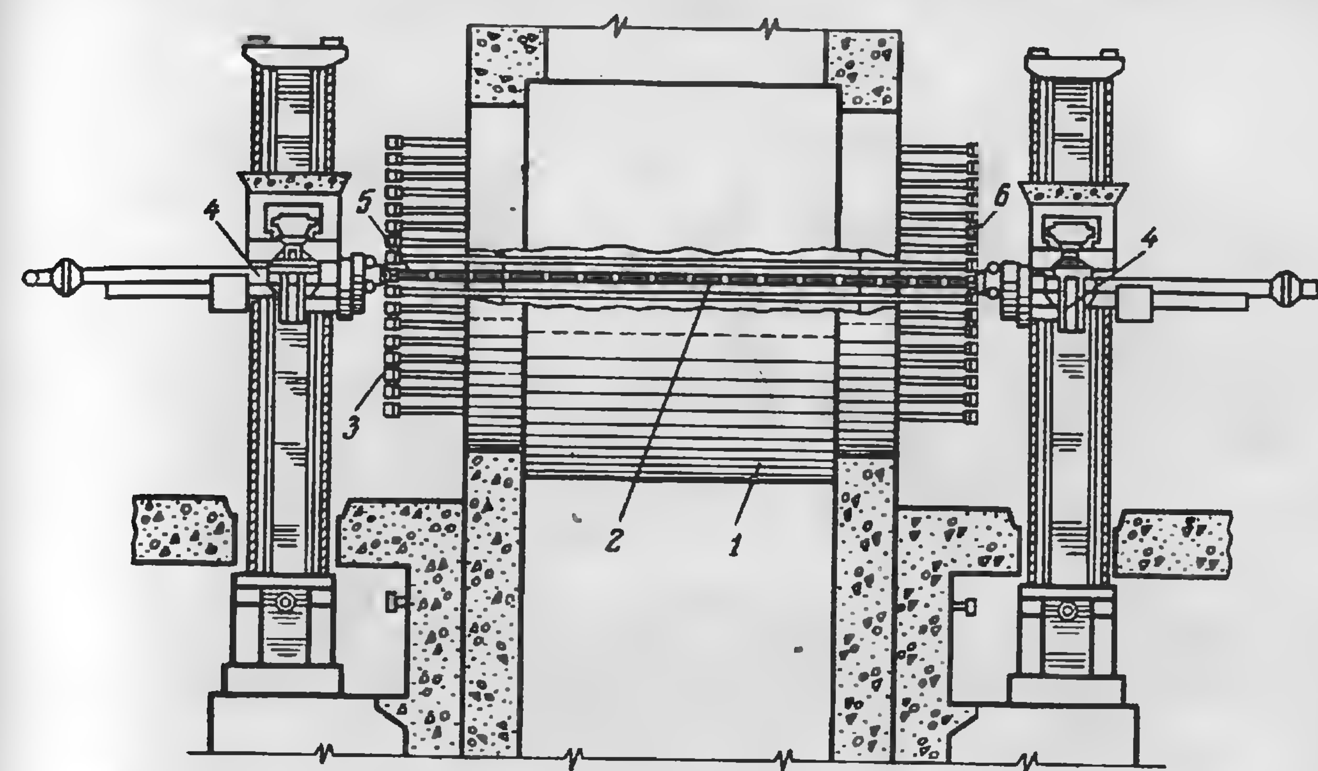


Рис. 4.3. Схема перегрузки топлива в реакторе CANDU:
1 — реактор; 2 — топливный канал; 3 — торец канала; 4 — перегрузочная машина; 5 — загружаемая ТВС; 6 — выгружаемая ТВС

В Канаде ведутся работы по дальнейшему совершенствованию и стандартизации реакторов CANDU на базе блоков мощностью 600 и 1200 МВт. Разрабатываются новые циркониевые сплавы, которые позволили бы увеличить давление и температуру теплоносителя. Рассматривается возможность перехода в режим кипения во всех технологических каналах, а не только в наиболее энергонапряженных, как это указано в табл. 4.1.

Таблица 4.1. **Основные характеристики реакторов CANDU**

Характеристика	«Пикеринг»	«Брюс»	«Джентили»	«Кордова»
Мощность реактора, МВт (эл.)	500	750	600	600
ТВС				
Длина, мм	495	495	495	495
Диаметр, мм	102,4	102,4	102,4	102,4
Число на канал	12	13	12	12
Расстояние между твэлами, мм	1,27	1,02	1,02	1,02
Внутренний диаметр трубы высокого давления, мм	103,4	103,4	103,4	103,4
Число твэлов в сборке	28	37	37	37
Материал оболочки	Zr-4	Zr-4	Zr-4	Zr-4
Диаметр твэла, мм	15,24	13,08	13,08	13,08
Толщина оболочки, мм	0,38	0,38	0,38	0,38

Характеристика	«Пикеринг»	«Брюс»	«Джентили»	«Кордова»
Теплоноситель	D_2O	D_2O	D_2O	D_2O
Давление на входе, МПа	10.3	9.8	12,5	12,5
Максимальная мощность канала, МВт	5,12	5,74	6,5	6,5
Паросодержание на выходе, %	—	0—3,5	2,9	2,5
Максимальный расход на канале, кг/с	23,8	23.8	23,94	23,94
Максимальная линейная мощность твэла, кВт/м	52.8	46.5	54,08	54,08
Средняя глубина выгорания, МВт·сут/кг	7.5	8,5	7,5	7.6
Максимальный тепловой поток, кВт/м^2	1150	1131	1288	1288

Наряду с реакторами типа CANDU в ряде стран, в том числе и в Канаде, осваиваются тяжеловодные реакторы, охлаждаемые обычной водой. Типичным примером является разработанная в Великобритании конструкция реактора SGHWR (Steam Generating Heavy Water Reactor — парогенерирующий тяжеловодный реактор). На рис. 4.4 показан общий вид тяжеловодного реактора SGHWR, охлаждаемого обычной водой, с кипением теплоносителя в активной зоне. В отличие от реактора CANDU расположение рабочих каналов в этих реакторах вертикальное, что обусловлено развитым кипением теплоносителя и движением в каналах двухфазной смеси с большим содержанием пара. Основной элемент реактора — цилиндрический бак-каландр, пронизанный вертикальными трубами каландра. Межтрубное пространство бака заливается тяжеловодным замедлителем, а в трубах каландра размещаются рабочие каналы, несущие давление теплоносителя. Каландр со всех сторон окружен емкостями, заполненными обычной водой и выполняющими роль тепловой и биологической защиты. Теплоноситель, недогретый до температуры насыщения, подается с нижнего торца реактора в рабочие каналы, в которых подвешены ТВС (рис. 4.5), догревается до кипения, частично испаряется, и пароводяная смесь поступает в барабан-сепаратор. Отсепарированная вода вновь направляется в контур циркуляции, а насыщенный пар — для работы в турбину. Как видно, схема контура аналогична схеме реактора РБМК (они схожи и по параметрам теплоносителя).

В качестве топлива используется диоксид урана как с природным содержанием ^{235}U, так и небольшого обогащения. Основным конструкционным материалом служит сплав на основе циркония. Перегрузка топлива может осуществляться как на остановленном, так и на работающем реакторе. Регулирование и компенсация

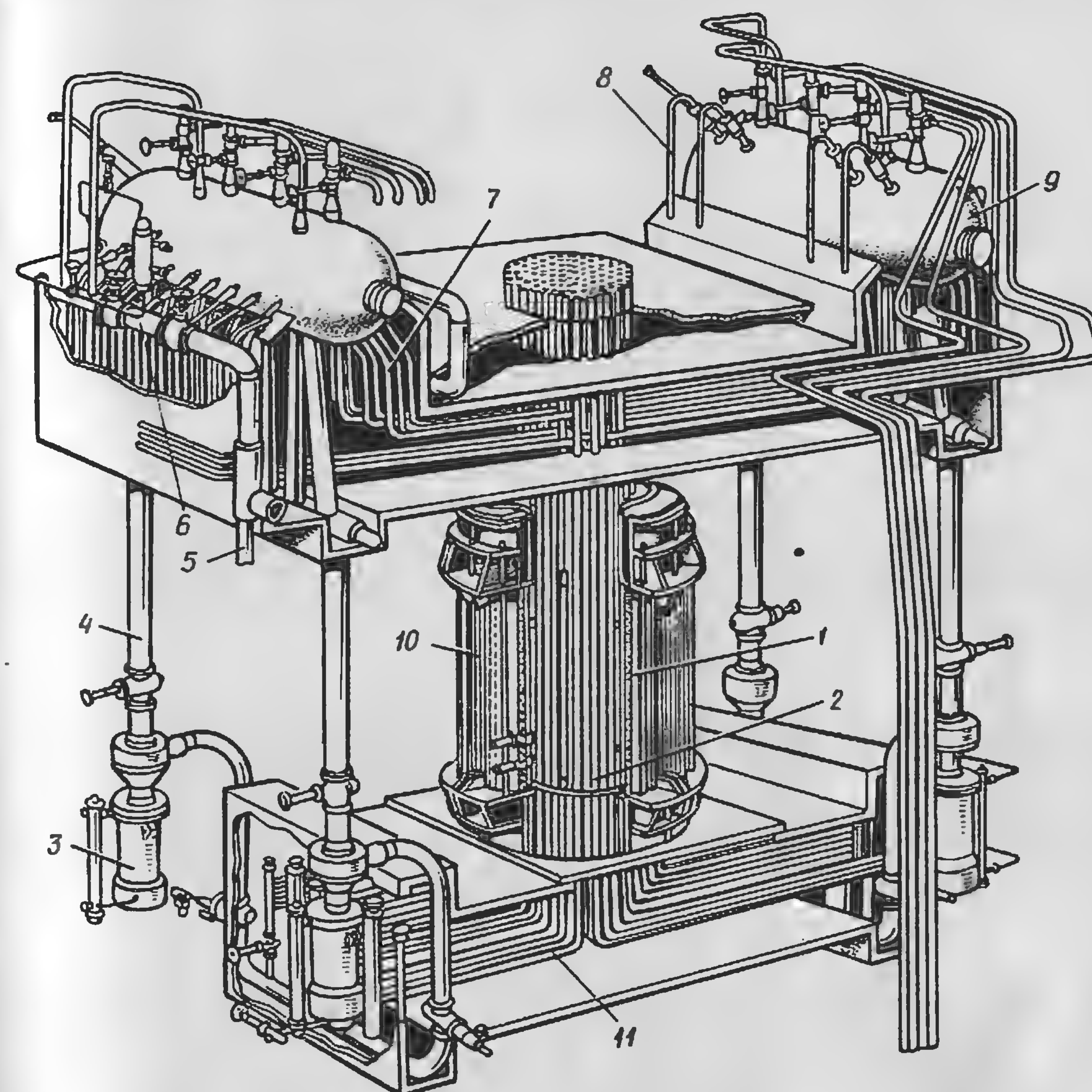


Рис. 4.4. Общий вид тяжеловодного реактора SGHWR:
1 — бак-каландр; *2* — топливный канал; *3* — ГЦН; *4* — опускной трубопровод; *5* — трубопровод пара к турбине; *6* — коллектор пара; *7* — пароводяные трубы; *8* — трубы питательной воды; *9* — барабан-сепаратор; *10* — нейтронная защита; *11* — подвод теплоносителя к каналам активной зоны

избыточной реактивности производится описанными выше средствами, применяемыми для тяжеловодных реакторов.

В табл. 4.2 приведены характеристики тяжеловодных реакторов, охлаждаемых обычной кипящей водой. Как видно, тяжеловодные реакторы с легководным кипящим теплоносителем находятся пока на уровне прототипов. К достоинствам таких реакторов следует отнести одноконтурную схему АЭС, меньшее давление в рабочих каналах при тех же параметрах пара на турбину, что и в реакторах CANDU, сокращение потерь тяжелой воды, так как она используется здесь только в качестве замедлителя, давление и температура которого низкие — такие же, как и в реакторах типа CANDU.

7 Заказ № 3794

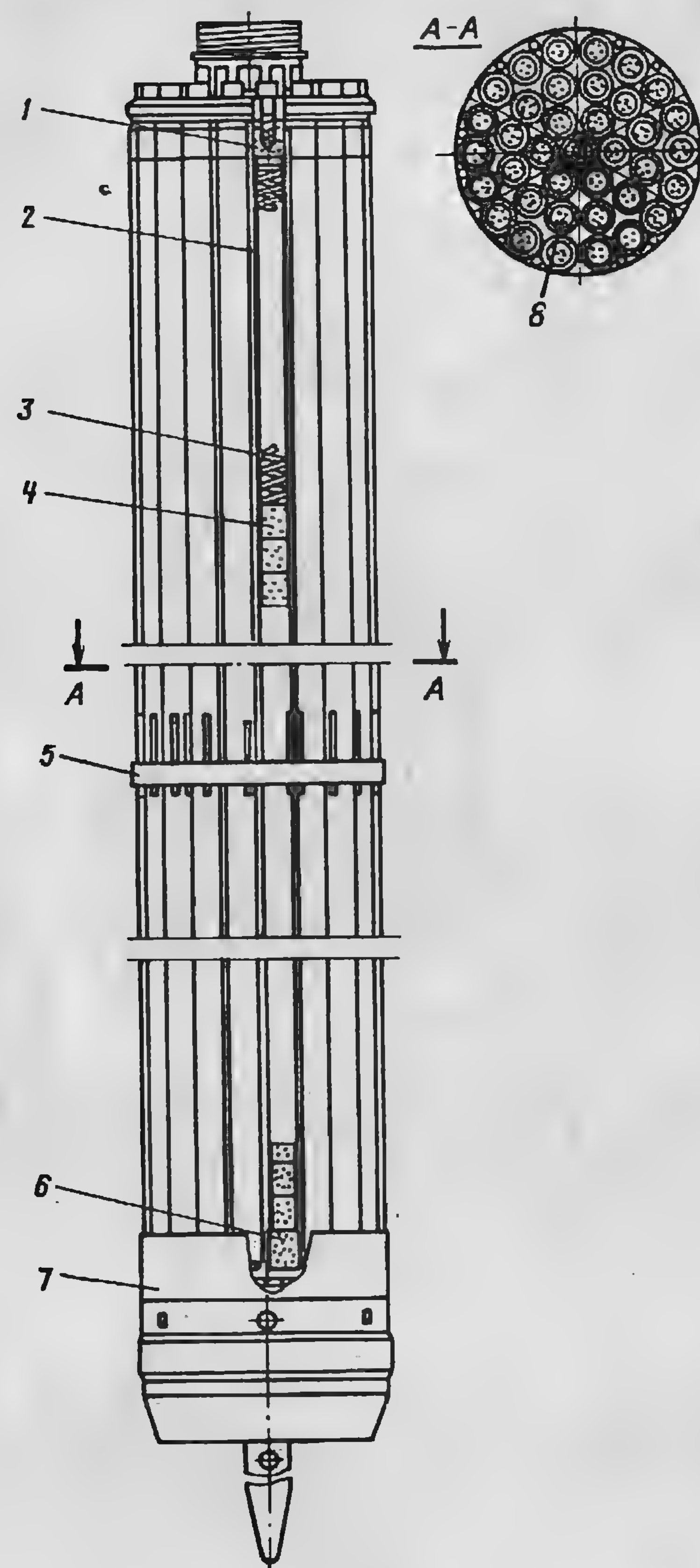


Рис. 4.5. ТВС реактора SGHWR:
1 — верхняя заглушка твэла; *2* — оболочка твэла; *3* — прижимная пружина; *4* — топливная таблетка; *5* — дистанционирующая решетка; *6* — нижняя заглушка; *7* — хвостовик ТВС; *8* — пучок твэлов

Тяжеловодные реакторы, особенно на природном уране, могут занять заметное место среди реакторов других типов, так как обладают благоприятным балансом нейтронов, сравнительно высоким КВ и поэтому могут стать хорошими конвертерами по накоплению плутония. В этом смысле не лишены перспективы и тяжеловодные реакторы с газовым теплоносителем.

Таблица 4.2. **Характеристики тяжеловодных реакторов с кипящим легководным теплоносителем**

Характеристика	SGHWR	BLW	ART	«Сирена»	
				Прототип	Энергетический
Страна	Великобритания	Канада	Япония	Италия	Италия
Мощность, МВт:					
электрическая	100	250	165	42	500
тепловая	292	803	557	130	1670
Число технологических каналов	104	308	224	60	822
Высота активной зоны, см	366	500	370	400	400
Шаг решетки, см	26	27,9	24	27	26,5
Число твэлов в ТВС	36	18	28	19	19
Число ТВС в канале	1	10	1	8	8
Размер трубы технологического канала, мм:					
внутренний диаметр	130	103,5	117,8	106,1	106,1
толщина	5,1	2,41	4,3	3,15	1,6
Размеры твэла, мм:					
диаметр	16	19,8	16,8	20	20
толщина оболочки	0,71	0,59	0,86	0,5	0,5
Обогащение топлива, %	2,3	Природный U	1,5	Природный U	Природный U
Глубина выгорания топлива, МВт·сут/кг	14	7,86	10	4,5	9
Коэффициент воспроизводства	0,56	—	—	0,86	0,85
Толщина стенки трубы каландра, мм	3,3	1,0	2,2	1,0	0,5
Загрузка урана, т	20,6	65	36	11	150
Загрузка тяжелой воды, т	44	212	150	55	32
Давление пара, МПа	6,3	5,3	6,5	4,8	3,5
Среднее массовое паросодержание:					
на выходе	0,11	0,16	0,1	0,23	0,33
на входе	−0,03	−0,04	−0,02	−0,02	−0,02
Перепад давления в работающем канале, МПа	0,17	0,75	—	0,25	0,23

АЭС с газоохлаждаемыми тяжеловодными реакторами были созданы в Чехословакии и Франции. Однако дальнейшая их перспектива пока неясна.

Недостаток тяжеловодных реакторов с газовым теплоносителем — сравнительно низкая эффективность теплоотвода, кроме того, их единичная мощность ограничена возможностью изготовления корпуса, работающего под давлением теплоносителя.

Глава 5

РЕАКТОРЫ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ

5.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ И ОСОБЕННОСТИ

В реакторах на быстрых нейтронах возможно расширенное воспроизводство ядерного топлива. Это обусловлено тем, что КВ в них больше единицы. С учетом КВ накопление ядерного топлива можно представить в виде следующего ряда:

$$M=M_0\text{КВ}+M_0|\text{КВ}|^2+\dots, \quad (5.1)$$

где M_0 — исходные запасы ядерного топлива. При КВ<1, как это имеет место в реакторах на тепловых нейтронах, суммирование ряда дает выражение

$$M=M_0/(1-\text{КВ}), \quad (5.2)$$

из которого следует, что исходные запасы реально можно увеличить в 2—3 раза, если КВ=0,5÷0,7. Если же КВ заметно больше единицы, то, как видно из (5.1), идет сравнительно быстрое накопление ядерного топлива, что в принципе позволяет использовать все запасы ^{238}U и ^{232}Th. Это в свою очередь позволяет добывать природный уран по более дорогой цене, так как потребность в нем существенно уменьшается, что в конечном итоге, как уже отмечалось, увеличивает ресурсы ядерного топлива на много порядков.

КВ можно определить из следующего уравнения:

$$\text{КВ}=\frac{\mu\nu}{1+\alpha}-(1-q), \quad (5.3)$$

где справа первый член определяет генерацию нейтронов, а второй — убыль, обусловленную тем, что один нейтрон идет на поддержание цепной реакции деления и q нейтронов поглощаются в конструкционных материалах.

Генерация нейтронов определяется произведением коэффициентов μ (вкладом в генерацию за счет деления ^{238}U на быстрых нейтронах) и ν (числом вторичных нейтронов в расчете

на одно деление), отнесенным к $1+\alpha$, где $\alpha=\sigma_c/\sigma_f$ представляет собой отношение сечения радиационного захвата к сечению деления делящегося нуклида.

Коэффициент μ в реакторах на тепловых нейтронах заметно меньше, чем в реакторах на быстрых нейтронах, так как взаимодействие ^{238}U в тепловых реакторах идет только с замедляющимися нейтронами с энергией $E\geqslant 1$ МэВ, а в быстрых число надпороговых нейтронов выше и вероятность деления воспроизводящего материала возрастает.

Для ^{239}Pu число вторичных нейтронов на одно деление в тепловой области $\nu_т^{Pu}=2{,}87$, в быстрой $\nu_б^{Pu}\approx 3$, а коэффициент α соответственно примерно равен 0,39 и 0,1. Поэтому при использовании в качестве делящегося нуклида ^{239}Pu генерация нейтронов в быстрых реакторах заметно больше, чем в тепловых. В тепловой области генерация нейтронов составляет ~2, а в быстрой ~3. Относительная потеря нейтронов q примерно одинакова как в тепловых, так и в быстрых реакторах, а суммарная убыль нейтронов составляет $1<(1+q)<2$. Таким образом, в реакторах на тепловых нейтронах КВ<1, а в быстрых КВ>1.

При использовании в качестве делящегося нуклида ^{235}U генерация нейтронов в тепловой области также равна около 2, однако в быстрой области она заметно меньше 3 за счет меньшего коэффициента $\eta=\nu/(1+\alpha)$, чем в ^{239}Pu. Поэтому в реакторах на быстрых нейтронах предпочтительнее цикл Pu—U, где исходным топливом служит ^{239}Pu, а воспроизводящим материалом ^{238}U, при этом реально может быть достигнут КВ≈1,5.

При использовании в качестве исходного топлива ^{235}U КВ≳1. Поэтому для широкого внедрения реакторов на быстрых нейтронах необходимо иметь достаточные запасы плутония. Роль наработчиков плутония могут выполнить реакторы-конвертеры, к которым можно отнести в первую очередь тяжеловодные реакторы и другие реакторы на тепловых нейтронах с КВ⩾0,8.

Весьма перспективны в качестве конвертеров реакторы на тепловых нейтронах с ториевым циклом. Генерация нейтронов [первый член в уравнении (5.3)] при использовании в них в качестве делящегося нуклида ^{233}U составляет ~2,3, что определяется более высоким значением коэффициента η по сравнению с η при использовании ^{235}U и ^{239}Pu, при этом КВ имеет значение, близкое к единице, а в некоторых случаях и несколько большее.

Проведенный анализ свидетельствует о том, что КВ заметно больше единицы может быть получен только в реакторах на быстрых нейтронах, при этом чем жестче спектр, тем выше КВ. Поэтому в реакторах на быстрых нейтронах не только

отсутствует замедлитель, но и не должно быть материалов, сильно рассеивающих нейтроны. К ним прежде всего относятся материалы с легкими ядрами, дающими упругое рассеяние. Наличие тяжелых ядер, имеющих большое сечение неупругого рассеяния, также может привести к значительному смягчению спектра нейтронов. Последнее свидетельствует о том, что размещение сырьевого материала (^{238}U) в активной зоне нежелательно. Поэтому загрузка по делящемуся нуклиду должна состоять из высокообогащенного топлива.

По тем же причинам в качестве конструкционных выбираются материалы со средним массовым числом. К ним, в частности, относится сталь, которая и используется как основной конструкционный материал в этих реакторах. При этом следует отметить, что в отношении поглощения нейтронов имеется большая свобода выбора конструкционных материалов, так как сечения захвата в области высоких энергий у всех материалов одного порядка и много меньше, чем в тепловой области. Здесь нет аномально больших различий в сечениях поглощения как конструкционными материалами, так и изотопами ядерного топлива. Это, в частности, благоприятно сказывается на распределении энерговыделения: в быстрых реакторах нет заметных локальных перекосов распределения нейтронов, присущих реакторам на тепловых нейтронах. Для иллюстрации сказанного сравним отношение сечений поглощения ^{235}U и ^{238}U, которое в тепловой области составляет $(\sigma_5/\sigma_8)_т \approx 200$, а в быстрой $(\sigma_5/\sigma_8)_б \approx 20$. Как видно, оно различается на порядок. Это имеет чрезвычайно важное значение, так как определяет критическую загрузку топлива по делящемуся нуклиду. Расчеты показывают, что в быстрых реакторах она во много раз больше, чем в реакторах на тепловых нейтронах. Более того, как уже отмечалось, они загружаются высокообогащенным по делящемуся нуклиду топливом. Основная доля воспроизводящего материала (^{238}U) размещается в зоне воспроизводства, которая окружает со всех сторон активную зону.

Таким образом, реакторы на быстрых нейтронах обычно имеют активную зону с высокообогащенным ядерным топливом, а в зоне воспроизводства размещен природный или обедненный уран. Вследствие использования высокообогащенного топлива активная зона весьма компактна, имеет высокую энергонапряженность, которая примерно в 3—5 раз выше, чем у таких сравнительно высоконапряженных реакторов на тепловых нейтронах, как водо-водяные.

С учетом необходимости иметь жесткий спектр нейтронов и высокое удельное энергонапряжение активной зоны определяются требования к теплоносителю. Он должен эффективно отводить тепло и слабо рассеивать нейтроны. Наиболее

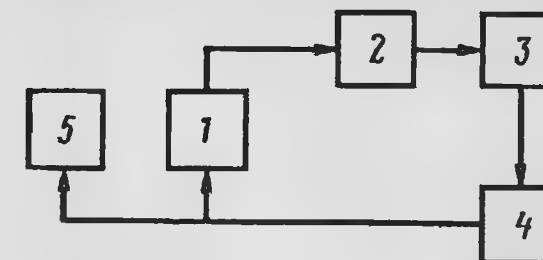


Рис. 5.1. Схема топливного цикла с расширенным воспроизводством:
1—реактор с исходной загрузкой топлива; *2*— выдержка облученного топлива; *3*—регенерация; *4*—изготовление ТВС; *5*—дополнительный реактор за счет расширенного воспроизводства

подходящими с этой точки зрения являются жидкие металлы, а в последнее время рассматривается возможность использования газового теплоносителя. Водный теплоноситель, обладающий высокой замедляющей способностью, в реакторах на быстрых нейтронах не используется.

Важная характеристика реакторов-размножителей — время удвоения t_2 топлива, представляющее собой полное время цикла, за которое количество ядерного топлива удваивается по отношению к исходному. На рис. 5.1 приведена схема топливного цикла с расширенным воспроизводством. По мере накопления ядерного топлива в исходном реакторе оно извлекается из него, выдерживается в долговременном хранилище, после чего транспортируется на регенерацию, а затем — на завод для изготовления твэлов. Как видно, время удвоения зависит от продолжительности пребывания и производства во всех звеньях топливного цикла.

Выдержка облученного топлива необходима для снижения уровня радиоактивности. Чем больше выдержка, тем безопаснее процесс регенерации облученного топлива. Для сокращения общего времени на оба звена ищется оптимум. Производство твэлов определяется совершенством технологии изготовления, степенью стандартизации, масштабами производства. Время нахождения топлива в самом реакторе определяется темпом накопления вторичного ядерного топлива. Темп накопления зависит от энергонапряженности активной зоны, которая, как уже отмечалось, в силу необходимости использования высокообогащенного топлива в реакторах на быстрых нейтронах достаточно велика.

Накопление ядерного топлива в цикле с расширенным воспроизводством можно определить из следующего соотношения:

$$M/M_0 = \exp(\omega t), \tag{5.4}$$

где ω — темп накопления; t — время; M_0 — исходная загрузка топлива; M — количество накопившегося топлива за время t.

Тогда время удвоения

$$t_2 = (\ln 2)/\omega. \tag{5.5}$$

Необходимый темп накопления ядерного топлива можно оценить, исходя из потребностей наращивания энергетических

мощностей. Если принять величину ω в соответствии со среднегодовым приростом выработки электроэнергии равной ~5%, то время удвоения составит $t_2 \approx 14$ лет, что примерно соответствует современным оценкам для установок с реакторами на быстрых нейтронах. Однако в условиях опережающего развития ядерной энергетики время удвоения должно быть снижено примерно в 2 раза.

Для увеличения темпа накопления вторичного ядерного топлива в самом реакторе необходимо повышать КВ и сокращать время холостого простоя на перегрузку топлива, а это в условиях высоконапряженной работы реакторов на быстрых нейтронах требует существенного повышения глубины выгорания топлива по сравнению с глубиной выгорания в реакторах на тепловых нейтронах. С точки зрения компенсации реактивности в связи с накоплением продуктов деления это не вызывает затруднений, так как слабое поглощение быстрых нейтронов в шлаках мало сказывается на реактивности, а отравления, присущего реакторам на тепловых нейтронах, практически нет. Проблема состоит в создании надежных твэлов, допускающих глубокое выгорание.

Из-за отсутствия материалов, сильно поглощающих быстрые нейтроны, остро стоит проблема регулирования и компенсации реактивности. Она осложняется еще и тем, что активная зона компактна и место для расположения регулирующих органов весьма ограничено. Однако изменение реактивности в процессе работы сравнительно невелико, что облегчает проблему регулирования. Малое изменение реактивности обусловлено отсутствием эффектов отравления, а выгорание исходного топлива компенсируется накоплением вторичного. Таким образом, суммарная эффективность органов регулирования и компенсации может быть сравнительно небольшой.

Суммарный КВ реакторов на быстрых нейтронах складывается из КВ активной зоны и зоны воспроизводства. При этом состав топлива выбирается таким, чтобы КВ самой активной зоны был близок к единице. Таким образом, высокообогащенное топливо, определяющее критическую загрузку активной зоны, содержит наряду с делящимся нуклидом воспроизводящий материал. При этом чем больше реактор, тем большая доля сырьевого материала размещается в активной зоне.

Итак, реакторы на быстрых нейтронах имеют ряд особенностей по сравнению с тепловыми реакторами: в них более дорогостоящая загрузка ядерного топлива, существенно более высокая энергонапряженность активной зоны, более жесткие требования предъявляются к выбору теплоносителя и т. д. Все это обусловило отставание развития быстрых реакторов по сравнению с тепловыми.

5.2. РЕАКТОРЫ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ С НАТРИЕВЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Во всех действующих в настоящее время реакторах на быстрых нейтронах в качестве теплоносителя используется жидкий натрий. Благодаря сравнительно высокой плотности и хорошей теплопроводности он имеет высокий коэффициент теплоотдачи и с этой точки зрения является весьма подходящим теплоносителем для высоконапряженных реакторов. Натрий сравнительно слабо рассеивает нейтроны. Температура его плавления составляет 97,3° С. Не требуется повышенного давления при высоких температурах жидкого натрия.

Однако натрий проявляет высокую химическую активность в контакте с кислородом воздуха, и технология обращения с ним существенно усложняется. При попадании воды в натрий или наоборот идет бурная химическая реакция окисления вплоть до взрыва. Поэтому для безопасности на АЭС с реакторами на быстрых нейтронах и натриевым теплоносителем предусмотрена трехконтурная схема отвода тепла. Во втором, промежуточном контуре, так же как и в первом, циркулирует натрий, который нагревается от первичного теплоносителя в промежуточных теплообменниках и передает тепло рабочему телу третьего контура в парогенераторах. Это усложняет схему и увеличивает стоимость установки, но повышает безопасность системы, так как исключает контакт радиоактивного натрия с водой.

Дополнительные затраты с соответствующим усложнением оборудования необходимы для предотвращения «замораживания» натрия при заполнении петель или их выключения на длительное время. Для этого в корпусах и трубопроводах с целью предварительного их подогрева предусмотрены двойные стенки с возможностью прокачки горячего газа, а задвижки и другая фасонная арматура снабжены наружным электрообогревом.

Для освоения и накопления опыта работы были построены и пущены в эксплуатацию установки с подобными реакторами на небольшую мощность. У нас в стране с 1969 г. работает установка БОР-60 (быстрый опытный реактор тепловой мощностью 60 МВт), представляющая собой прототип трехконтурной АЭС. Положительный опыт работы БОР-60 позволил впоследствии освоить более крупные АЭС с реакторами БН-350 и БН-600.

На рис. 5.2 приведен общий вид реактора БН-350 Шевченковской АЭС, пущенной в 1973 г. Она предназначена для опреснения морской воды и выработки электроэнергии. При работе на номинальных параметрах АЭС обеспечивает паром три турбогенератора мощностью по 50 МВт каждый, а остальная мощность, эквивалентная 200 МВт (эл.), расходуется на опреснительную установку производительностью 120 000 т воды в сутки.

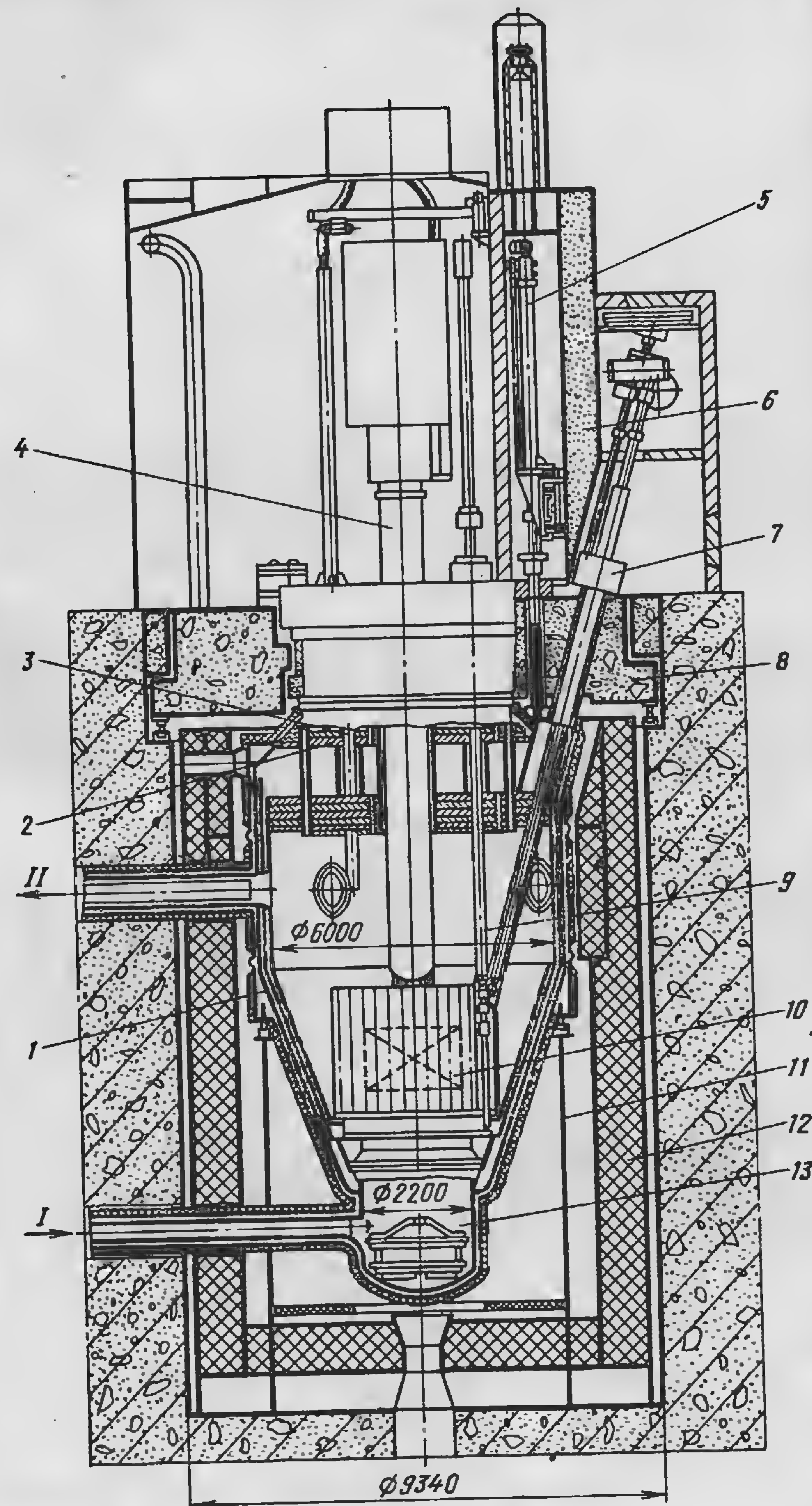


Рис. 5.2

Фкаиб. = 6,0м. h = 13м толщ. ст. 30 мм

Рис. 5.2. Разрез реактора БН-350:
1 — корпус реактора; *2* — большая поворотная пробка; *3* — малая поворотная пробка; *4* — колонна с механизмами СУЗ; *5* — механизм передачи ТВС; *6* — передаточный бокс; *7* — элеватор загрузки-выгрузки; *8* — верхняя неподвижная защита; *9* — механизм перегрузки; *10* — активная зона; *11* — опора реактора; *12* — боковая защита; *13* — напорная камера; I и II — вход и выход Na

БН-350 имеет петлевую компоновку первого контура, т. е. в корпусе размещен только реактор, а теплоноситель циркулирует по шести внешним петлям и в вынесенных промежуточных теплообменниках передает тепло нерадиоактивному натрию промежуточного контура. Цилиндрический корпус реактора выполнен из нержавеющей стали. В его нижней части, имеющей коническую форму, размещены активная зона и зона воспроизводства. Натриевый теплоноситель поступает через нижний ряд патрубков и из напорного коллектора, расположенного под активной зоной реактора, раздается по параллельным ТВС в пределах как активной зоны, так и зоны воспроизводства. Корпус заключен во внешний защитный кожух с зазором, который заполняется инертным газом (аргоном), выполняющим роль индикатора герметичности корпуса. Он же используется для разогрева корпуса при заполнении жидким натрием. Внутренние поверхности корпуса и выходных патрубков снабжены экранами для снижения термических напряжений при резких изменениях температуры натрия. Так, корпус омывается «холодным» натрием, поступающим из напорного коллектора в зазор между экраном и внутренней поверхностью корпуса.

ТВС активной зоны и зоны воспроизводства (рис. 5.3) смонтированы на напорном коллекторе. Они имеют шестигранный корпус, снабженный хвостовиком, с помощью которого ТВС устанавливаются в напорном коллекторе, и головкой под захват. В активной зоне в качестве ядерного топлива используется UO_2 с обогащением ^{235}U около 20%. При работе в режиме размножения предусмотрена загрузка плутонием (PuO_2+UO_2). Твэлы в пределах активной зоны размещены в чрезвычайно тесной решетке с проходным сечением для теплоносителя около 50%, т. е. отношение объемов топлива и теплоносителя близко к единице. Дистанционирование твэлов осуществляется навивкой проволоки из нержавеющей стали.

Хвостовики ТВС имеют глухое донышко, поэтому теплоноситель поступает из напорного коллектора через боковые отверстия, проходным сечением которых можно профилировать расход в соответствии с тепловыделением. Так, в периферийных ТВС, расположенных в зоне воспроизводства, требуется значительно меньший расход, чем в центральных. Наличие глухого донышка в хвостовике предотвращает всплытие ТВС за счет

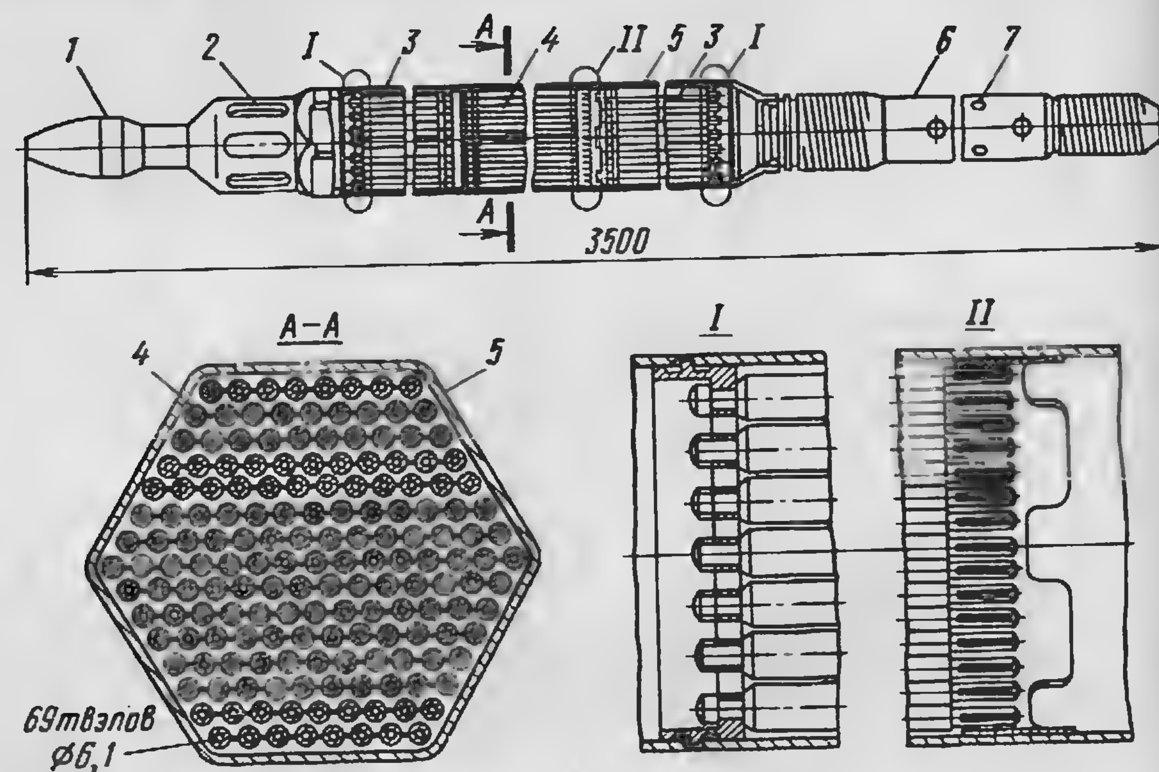


Рис. 5.3. ТВС реактора БН-350, проходящих через активную зону:
1 — верхняя головка под захват; *2* — окна для выхода теплоносителя; *3* — твэлы верхней и нижней торцевых зон воспроизводства; *4* — твэлы активной зоны; *5* — шестигранный корпус ТВС; *6* — хвостовик; *7* — отверстия для подвода теплоносителя

перепада давления, обусловленного гидравлическим сопротивлением пучка твэлов. Этот перепад давления уравновешивается аналогичным перепадом, действующим на донышко хвостовика. Таким образом, при подъемном движении теплоносителя для ТВС не требуется специального нажимного устройства, поскольку они удерживаются за счет указанной конструкции хвостовика и раздачи теплоносителя из специального плоского напорного коллектора, что оказалось возможным благодаря низкому давлению в контуре.

Отсутствие каких-либо конструкций в верхнем торце реактора упростило перегрузку топлива и организацию контроля за работой активной зоны. СУЗ реактора состоит из 12 подвижных поглощающих стержней с верхним размещением приводов, расположенных в специальной колонне. Из 12 стержней, выполненных из карбида бора, два предназначены для автоматического регулирования, семь — для компенсации выгорания и температурного эффекта и три — для аварийной защиты. Расположение ТВС и органов СУЗ показано на рис. 5.4.

Перегрузка ядерного топлива производится на выключенном реакторе. Для этого полностью снимается нагрузка, реактор переводится в подкритическое состояние за счет введения в активную зону всех поглощающих стержней. Контур расхолаживается до температуры, превышающей температуру плавления натрия. Несколько повышается уровень натрия

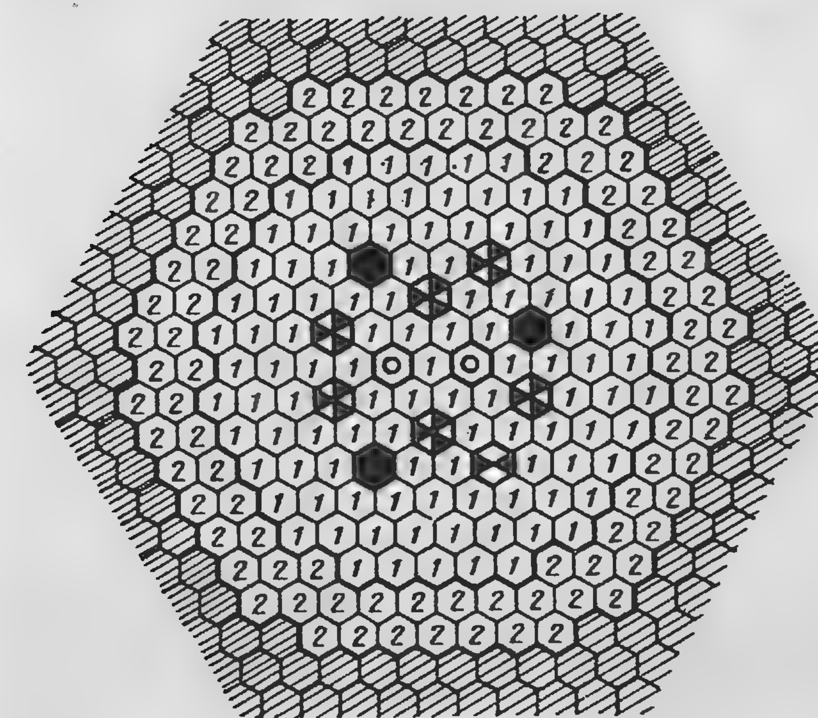


Рис. 5.4. Сетка ТВС и органов СУЗ в реакторе БН-350

в корпусе реактора, уменьшается соответственно газовая подушка над ним, выполняющая роль компенсатора объема как во время работы, так и в процессе перегрузки.

Перестановка ТВС производится под слоем натрия внутри корпуса реактора специальным механизмом перегрузки, проходящим через малую поворотную пробку, эксцентрически расположенную в большой поворотной пробке. Таким образом, осуществляется доступ к любой ТВС, расположенной как в активной зоне, так и в зоне воспроизводства. Для этого предварительно расцепляются приводы СУЗ, чтобы обеспечить возможность поворота эксцентрических пробок. Герметизация поворотных пробок во время перегрузочных операций осуществляется специальным гидрозатвором. Уплотняющей средой в гидрозатворе служит эвтектический сплав олова и висмута, имеющего температуру плавления 138° С. При работе реактора, когда поворотные пробки строго фиксированы, сплав в гидрозатворе находится в застывшем состоянии.

Отработавшие ТВС с большим остаточным тепловыделением, обусловленным высокой энергонапряженностью, переставляются на периферию боковой зоны воспроизводства, выполняющей роль промежуточного хранилища. На место

выгоревших ТВС устанавливаются свежие, а реактор вновь готовится к пуску.

Облученные ТВС выдерживаются в промежуточном хранилище до очередной частичной перегрузки. За это время остаточное тепловыделение спадает до такого уровня, при котором их можно транспортировать в долговременное хранилище. Эти операции производятся с помощью бокового элеватора и механизма передачи ТВС (см. рис. 5.2) во время очередной перегрузки топлива. С помощью тех же механизмов подаются свежие ТВС для установки их в реактор.

Как видно, перегрузка топлива осуществляется периодически, аналогично реакторам ВВЭР. Свежее топливо загружается в периферийную область активной зоны (см. рис. 5.4), а в центральной области размещаются ТВС с различной глубиной выгорания топлива, из которой во время очередной частичной перегрузки выгружаются ТВС, достигшие конечной глубины выгорания.

ТВС зоны воспроизводства во время перегрузочных операций также могут переставляться для выравнивания накопления в них вторичного топлива.

Для освоения более мощных АЭС на Белоярской АЭС сооружен блок с реактором БН-600, обеспечивающим паром три серийных турбогенератора мощностью по 200 МВт каждый. Отвод тепла осуществляется также по трехконтурной схеме, однако компоновка первого контура отличается от компоновки БН-350. В данном случае в одном общем корпусе размещены реактор, насосы, промежуточные теплообменники и нейтронная защита (рис. 5.5). Циркуляция натриевого теплоносителя первого контура осуществляется внутри корпуса по трем параллельным петлям, каждая из которых включает два теплообменника и один центробежный насос погружного типа. Во втором промежуточном контуре также имеются три петли, в которых циркулирует нерадиоактивный натрий.

Конструкция и компоновка активной зоны такие же, как в реакторе БН-350. Раздача теплоносителя осуществляется из напорного коллектора в соответствии с тепловыделением в активной зоне и зоне воспроизводства. Корпус реактора представляет собой бак цилиндрической формы с эллиптическим днищем и конической верхней частью. Внутри корпуса установлена металлоконструкция, на которой крепятся напорная камера с активной зоной, зоной воспроизводства и нейтронная защита. Нейтронная защита состоит из цилиндрических стальных экранов, стальных болванок и труб с графитовым заполнением. Бак реактора заключен в страховочный кожух. Верхняя часть корпуса служит опорой для поворотных пробок, обеспечивающих наведение механизма перегрузки на ТВС. В конической верхней части корпуса имеется шесть отверстий

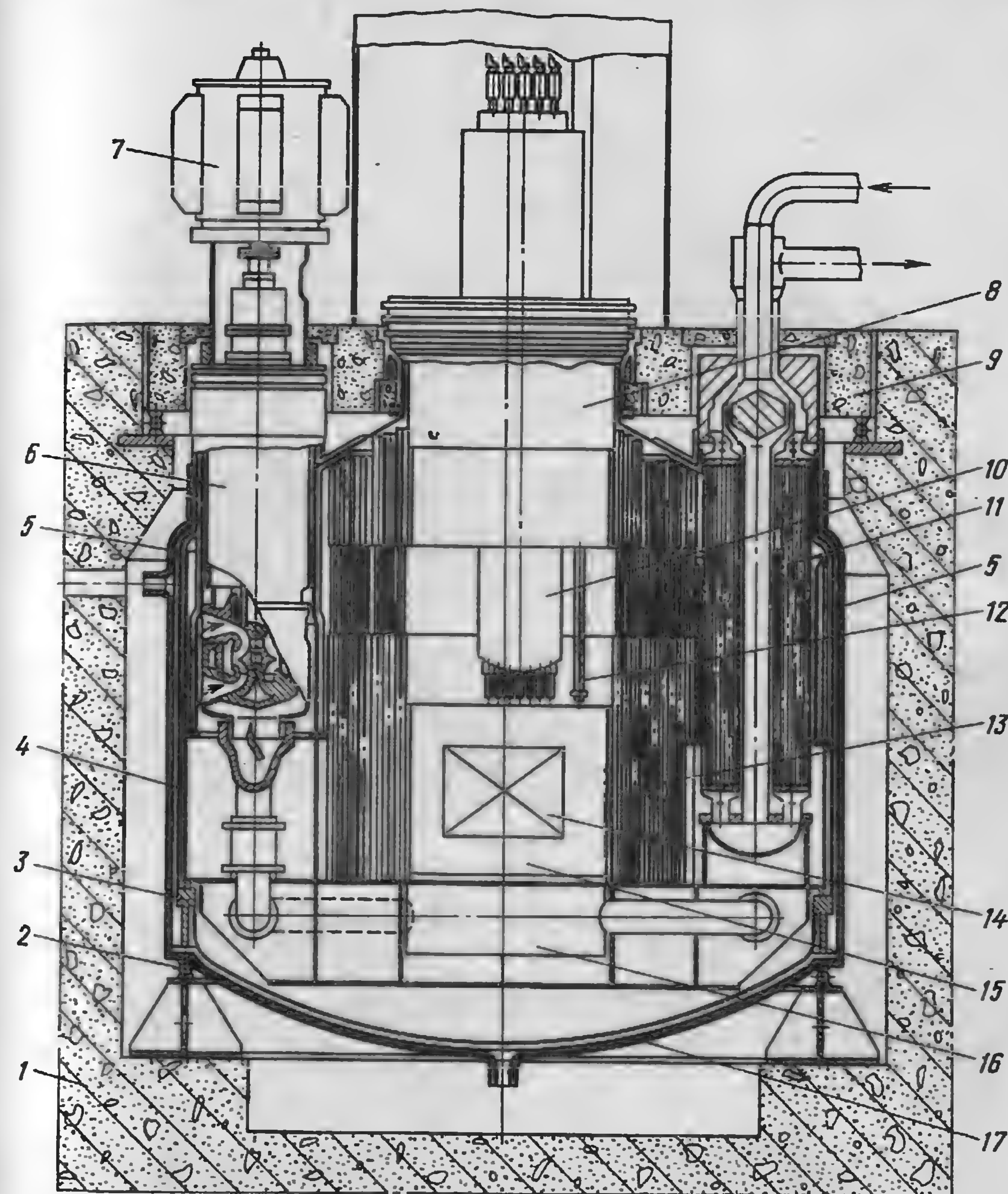
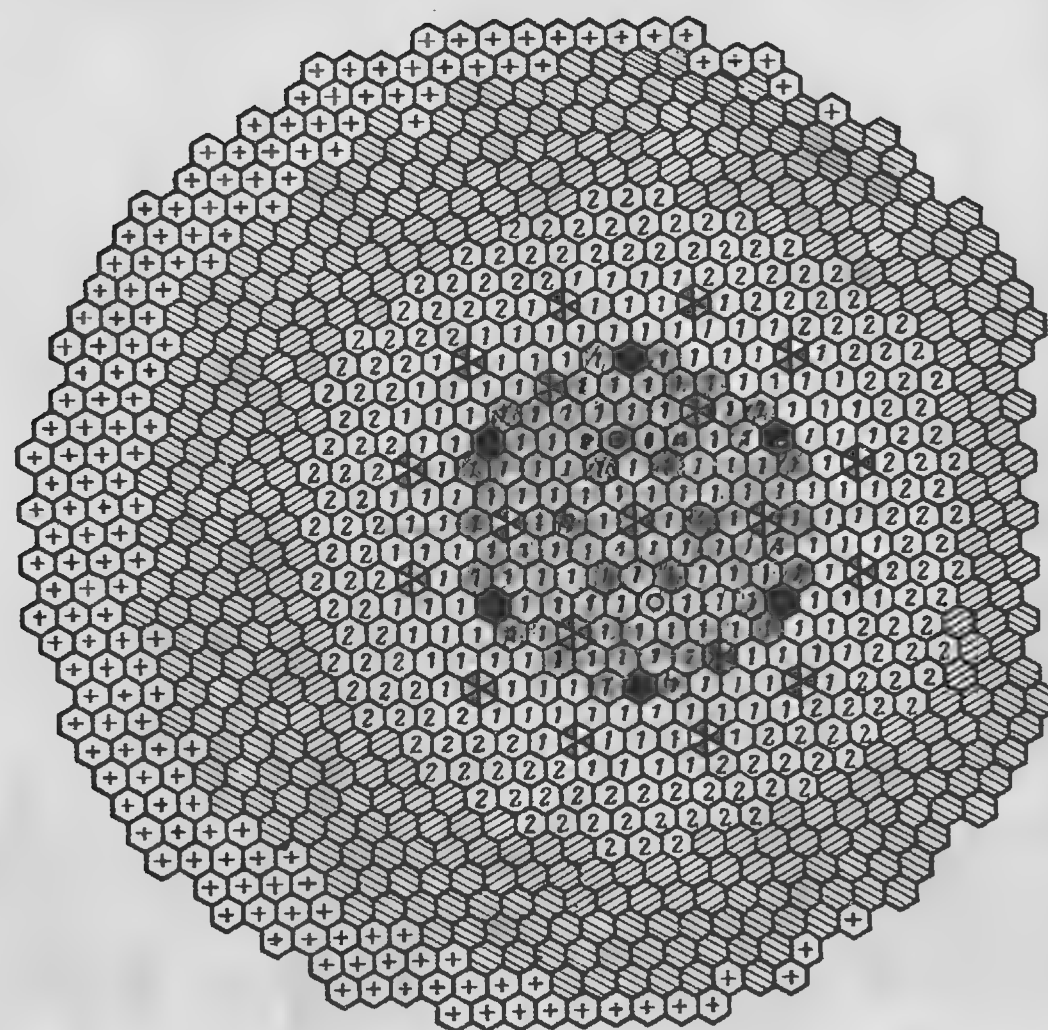


Рис. 5.5. Вертикальный разрез реакторной установки БН-600:
1 — фундамент; *2* — катковые опоры; *3* — опорное кольцо; *4* — опорный пояс; *5* — корпус; *6* — циркуляционный насос; *7* — электродвигатель насоса; *8* — поворотные пробки; *9* - верхняя неподвижная защита; *10* — центральная колонна с механизмами СУЗ; *11* — промежуточный теплообменник; *12* — механизм перегрузки; *13* — нейтронная защита; *14* — активная зона; *15* — зона воспроизводства; *16* — напорная камера; *17* — защитный кожух с теплоизоляцией

для установки теплообменников и три для насосов. Компенсация температурных расширений между стенками стаканов, в которых размещены теплообменники и насосы, и стенками корпуса и страховочного кожуха обеспечивается сильфонными устройствами.



ТВС активной зоны | Внешняя зона воспроизводства | Компенсирующий стержень

Внутренняя зона воспроизводства | Стержень РС | Стержень АЗ

Хранилище отработавших ТВС

Рис. 5.6. Сечение реактора БН-600

СУЗ состоит из 27 подвижных стержней: двух для автоматического регулирования, 19 компенсирующих и шести стержней аварийной защиты. На рис. 5.6 приведено сечение реактора БН-600, где показано размещение ТВС активной зоны, зоны воспроизводства, а также расположение стержней СУЗ и зоны выдержки отработавшего топлива.

ТВС активной зоны (рис. 5.7, *а*) и зоны воспроизводства (рис. 5.7, *б*) по конструктивному оформлению и внешним размерам абсолютно одинаковы. Различаются только твэлы. Их диаметр в активной зоне сравнительно мал и составляет 6,9 мм, а в зоне воспроизводства 14,2 мм, т. е. в зоне воспроизводства используются более крупные твэлы, так как тепловыделение невелико. Однако в торцевой зоне воспроизводства, как видно из рис. 5.7, *а*, диаметр твэлов не отличается от диаметра твэлов активной зоны. Различие состоит в том, что в торцевых частях пучка стержней содержится

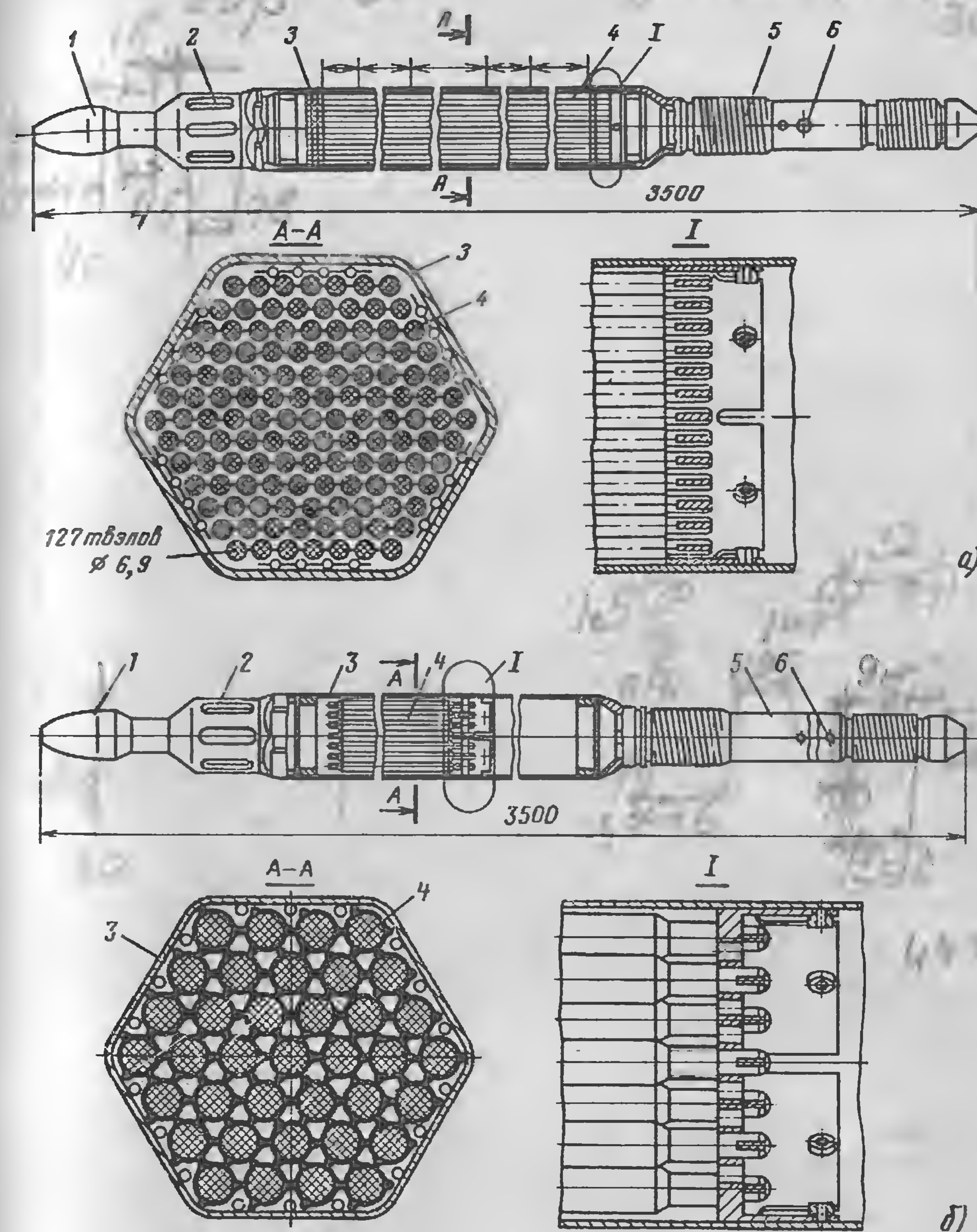


Рис. 5.7. ТВС активной зоны (*а*) и зоны воспроизводства (*б*) реактора БН-600:
1 — верхняя головка под захват; *2* — окна для выхода теплоносителя; *3* — шестигранный корпус ТВС; *4* — твэлы; *5* — хвостовик; *6* — отверстия для подвода теплоносителя

обедненный уран, а в средней части (на высоту активной зоны) — обогащенное топливо. Перегрузка топлива в реакторе БН-600 ведется аналогично реактору БН-350.

В табл. 5.1 приведены основные характеристики отечественных реакторов на быстрых нейтронах.

Таблица 5.1. **Основные характеристики реакторов типа БН**

Характеристика	БН-350	БН-600
Год пуска	1973	1980
Мощность, МВт:		
тепловая	1000	1500
электрическая	350 (эквивалентная)	600
Теплоноситель	Натрий	
Температура теплоносителя, °С:		
на входе	300	380
на выходе	500	550
Расход Na, т/ч	14 000	24 000
Активная зона:		
диаметр, м	1,5	2,05
высота, м	1.06	0,75
Размер ТВС «под ключ», мм	96	96
Длина сборки, мм	3500	3500
Число ТВС в активной зоне	200	370
Диаметр твэла, мм	6,1	6,9
Число твэлов в ТВС	169	127
Вид топлива	UO_2 или PuO_2+UO_2	UO_2 или PuO_2+UO_2
Материал оболочки твэлов	Нержавеющая сталь	
Максимальная температура оболочки твэла, °С	680	700
Глубина выгорания, %	5	10
Длительность кампании, сут	300	450
Время работы между перегрузками, сут	50—60	150
Общий КВ при работе в режиме размножителя*	1,5	1,4
Число органов СУЗ	12	27
Состав зоны воспроизводства (экрана)	Обедненный UO_2	
Диаметр твэлов бокового экрана, мм	14,2	14,2
Температура Na второго контура, °С:		
на входе	270	320
на выходе	450	520
Параметры пара:		
температура, °С	435	505
давление, МПа	5	14

* При плутониевой загрузке.

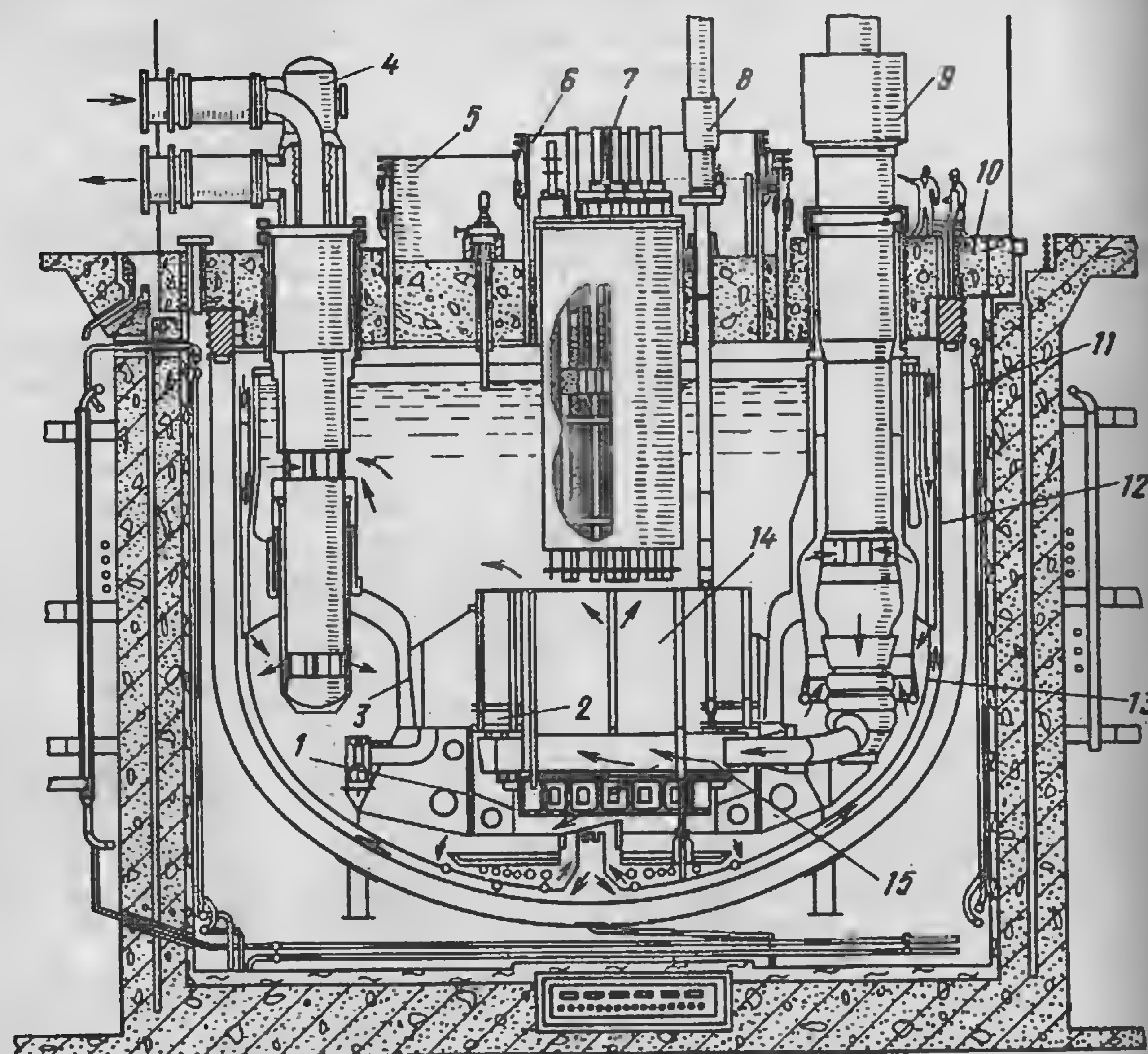
Обращает на себя внимание соотношение размеров активной зоны. По мере увеличения единичной мощности зона становится все более приплюснутой. Это вынужденная мера, принимаемая во избежание положительного пустотного коэффициента реактивности. При утечке натриевого теплоносителя из активной зоны вредное поглощение нейтронов заметно уменьшается, так как его место будет занимать инертный газ, практически не поглощающий нейтроны. Для компенсации этого эффекта приходится уменьшать высоту активной зоны, чтобы при упуске натриевого теплоносителя увеличилась утечка нейтронов через торцы за счет прямого «прострела».

Увеличение размеров активной зоны, связанное с повышением единичной мощности, приводит к тому, что все большее количество воспроизводящего материала (^{238}U) размещается в самой активной зоне. Это в свою очередь приводит к смягчению энергетического спектра нейтронов и в конечном итоге — к уменьшению общего КВ.

Трудности на пути освоения реакторов на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем обусловлены, как уже отмечалось, высокой энергонапряженностью активной зоны, необходимостью глубокого выгорания топлива, сложностью и дорогой технологией обращения с натриевым теплоносителем и другими факторами. Однако накопленный большой опыт работы АЭС с реакторами этого типа как у нас в стране, так и за рубежом (в Великобритании, Франции, США) свидетельствует о том, что непреодолимых трудностей нет. В настоящее время проектируются и вводятся мощные АЭС с реакторами на быстрых нейтронах, которые уже конкурентоспособны с другими установками. Так, во Франции на базе опыта эксплуатации реактора «Феникс» введен в строй блок мощной АЭС с реактором «Супер-Феникс» (рис. 5.8). Как видно, этот реактор по оборудованию, механизмам и компоновке очень схож с реакторной установкой БН-600. Основные характеристики ЯЭУ «Супер-Феникс» следующие:

Мощность, МВт:	
электрическая	1200
тепловая	2900
Температура теплоносителя первого контура, °С:	
на входе в реактор	395
на выходе из реактора	535
Число петель первого контура	4
Температура Na промежуточного контура, °С:	
на входе в теплообменник	330
на выходе из теплообменника	510
Температура пара, °С	490
Давление пара, МПа	18,4

У нас в стране на базе установки БН-600 разработана АЭС с реактором БН-800 (рис. 5.9), являющимся реактором переходного типа на пути массового строительства АЭС с серийными блоками. Программой предусматривается разработка более мощных реакторов следующего поколения — БН-1600. При переходе к серийному строительству блоков



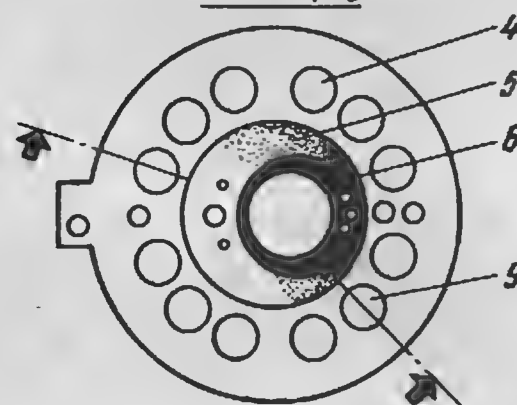


Рис. 5.8. Конструкция реактора «Супер-Феникс»:
1 — опора активной зоны; *2* — внутренняя радиационная защита; *3* — разделительная обечайка между горячим и холодным объемами натрия; *4* — промежуточный теплообменник; *5* — большая поворотная пробка; *6* — малая поворотная пробка; *7* — исполнительный механизм СУЗ; *8* — механизм перегрузки ТВС; *9* — ГНЦ; *10* — плита верхнего перекрытия (опора реактора); *11* — страховочный корпус; *12* — основной корпус реактора; *13* — тепловые экраны; *14* — активная зона; *15* — напорный коллектор

АЭС с реакторами типа БН необходимо уменьшить капитальные затраты, повысить выгорание топлива и осуществить в промышленном масштабе замкнутый топливный цикл.

В реакторах БН-800 и БН-1600 (табл. 5.2) в значительной мере заложены основные технологические идеи и конструктивное оформление их предшественника — реактора БН-600. Загрузка топлива в них плутониевая — со смешанным уран-плутониевым циклом с коэффициентом воспроизводства 1,3—1,4.

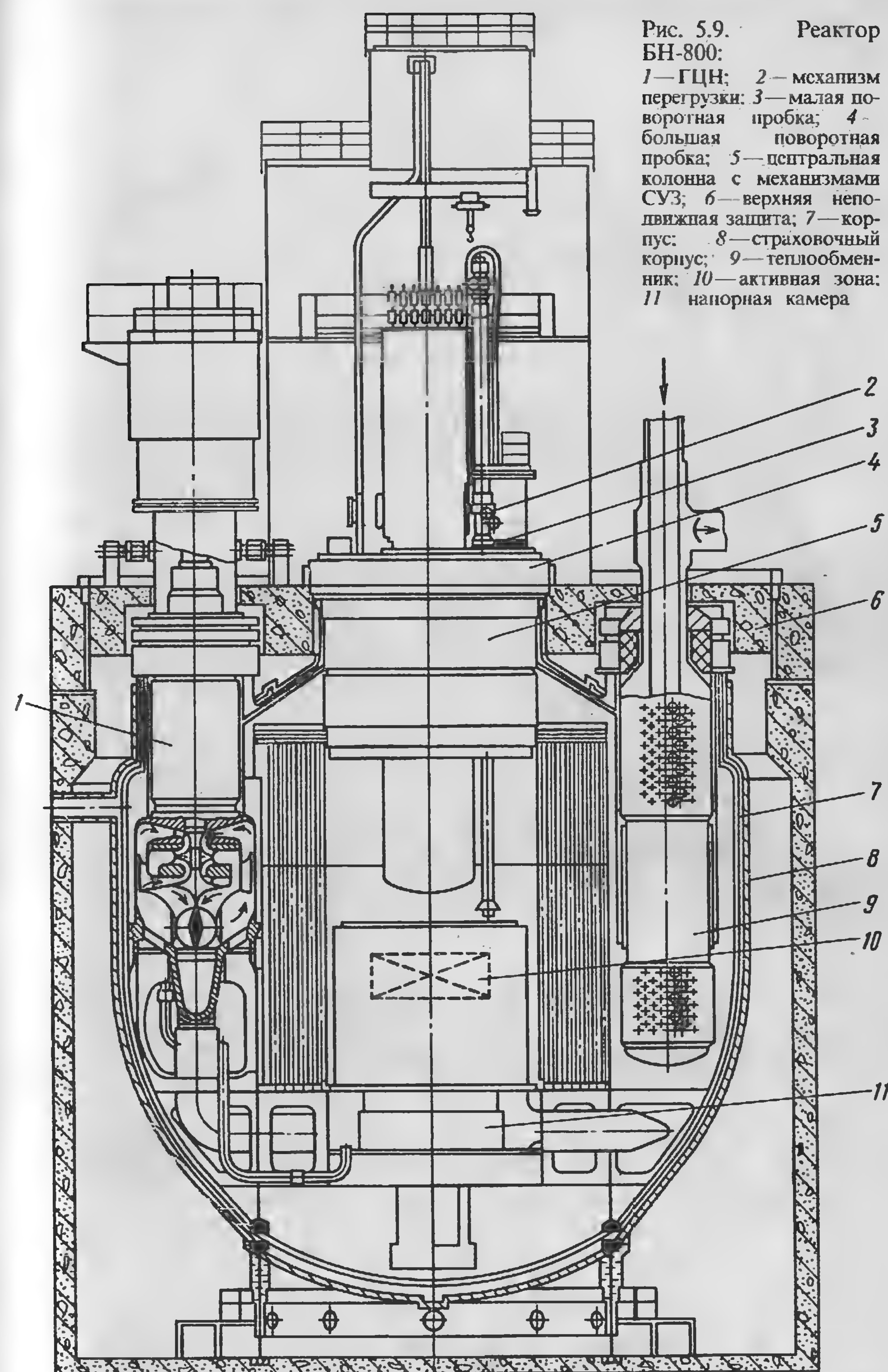


Рис. 5.9. Реактор БН-800:
1 — ГЦН; *2* — механизм перегрузки; *3* — малая поворотная пробка; *4* — большая поворотная пробка; *5* — центральная колонна с механизмами СУЗ; *6* — верхняя неподвижная защита; *7* — корпус; *8* — страховочный корпус; *9* — теплообменник; *10* — активная зона; *11* — напорная камера

Таблица 5.2. **Основные проектные характеристики блоков АЭС с реакторами типа БН**

Характеристика	БН-800	БН-1600
Реактор		
Мощность, МВт:		
тепловая	2100	4200
электрическая	800	1600
Время между перегрузками, эф.сут	120	150
Количество петель	3	4
Первый контур		
Температура натрия, °С:		
на входе в реактор	354	354
на выходе из реактора	547	547
Расход теплоносителя, т/ч	31 000	62 000
Второй контур		
Температура натрия, °С:		
на входе в парогенератор	505	505
на выходе из парогенератора	310	310
Расход теплоносителя, т/ч	10 000	15 000
Третий контур		
Температура питательной воды, °С	210	210
Температура пара, °С	490	490
Давление пара, МПа	13,7	13,7

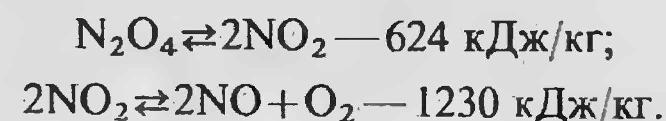
5.3. ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ГАЗООХЛАЖДАЕМЫХ РЕАКТОРОВ НА БЫСТРЫХ НЕЙТРОНАХ

Трудности в обращении с натриевым теплоносителем, а также дополнительные затраты, связанные с усложнением технологической схемы и необходимостью предварительного разогрева натриевых контуров, оправдывают поиск возможности использования в реакторах на быстрых нейтронах других теплоносителей. В настоящее время большие надежды возлагаются на применение гелия, поскольку имеется опыт его использования на ряде установок с высокотемпературными реакторами на тепловых нейтронах. Преимущество гелиевого теплоносителя перед натриевым состоит в том, что он практически не поглощает и не рассеивает нейтроны. Поэтому гелий не активируется, проходя через активную зону, и не смягчает спектр нейтронов. А это в конечном итоге существенно упрощает биологическую защиту, повышает КВ, заметно уменьшает время удвоения по сравнению с реакторами на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. Использование гелия позволяет перейти к двухконтурной схеме отвода тепла при наличии обычного парового цикла, а в перспективе — и к прямой одноконтурной схеме с газовой турбиной.

Недостаток гелиевого теплоносителя — его сравнительно низкая удельная плотность, поэтому для обеспечения теплоотвода в высоконапряженных реакторах на быстрых нейтронах требуется высокое давление (примерно 10 МПа и более). Это не позволяет прямо использовать опыт работы высокотемпературных реакторов с железобетонными корпусами, в которых давление гелиевого теплоносителя около 5 МПа. Однако имеющиеся зарубежные разработки ориентированы на использование железобетонных корпусов с интегральной компоновкой оборудования первого контура. Большие работы по оптимизации параметров и решению других проблем, связанных с использованием гелиевого теплоносителя, ведутся у нас в стране. На рис. 5.10 приведена разработка опытно-промышленной установки с реактором на быстрых нейтронах (БГР-300), охлаждаемого гелием. Компоновка первого контура интегральная, с размещением оборудования в корпусе из ПНЖБ. Ниже приводятся основные характеристики БГР-300.

Тепловая мощность, МВт	810
КПД, %	40,3
Энергонапряженность, МВт/м^3	450
Температура гелия, °С:	
на входе в реактор	260
на выходе из реактора	650
Давление гелия, МПа	16
Топливо	UO_2+PuO_2
Тип твэла	Стерженьковый
Максимальная температура оболочки твэла, °С	750
Размеры активной зоны, м:	
диаметр	2,0
высота	1,0
Глубина выгорания, МВт·сут/кг	100
КВ	1,6
Время удвоения, лет	6—7
Число парогенераторов	4
Число газодувок	4
Параметры пара на турбину:	
давление, МПа	17
температура, °С	535

Ведутся поиски использования других газовых теплоносителей, например диссоциирующих газов, в которых происходят термически обратимые химические реакции диссоциации и ассоциации, сопровождающиеся поглощением тепла. Последняя реакция существенно повышает эффективность теплоотвода. Наиболее перспективным диссоциирующим газом представляется тетраоксид азота (N_2O_4), для которого характерны следующие термически обратимые реакции:



$$N_2O_4 \rightleftarrows 2NO_2 - 624 \text{ кДж/кг};$$

$$2NO_2 \rightleftarrows 2NO + O_2 - 1230 \text{ кДж/кг}.$$

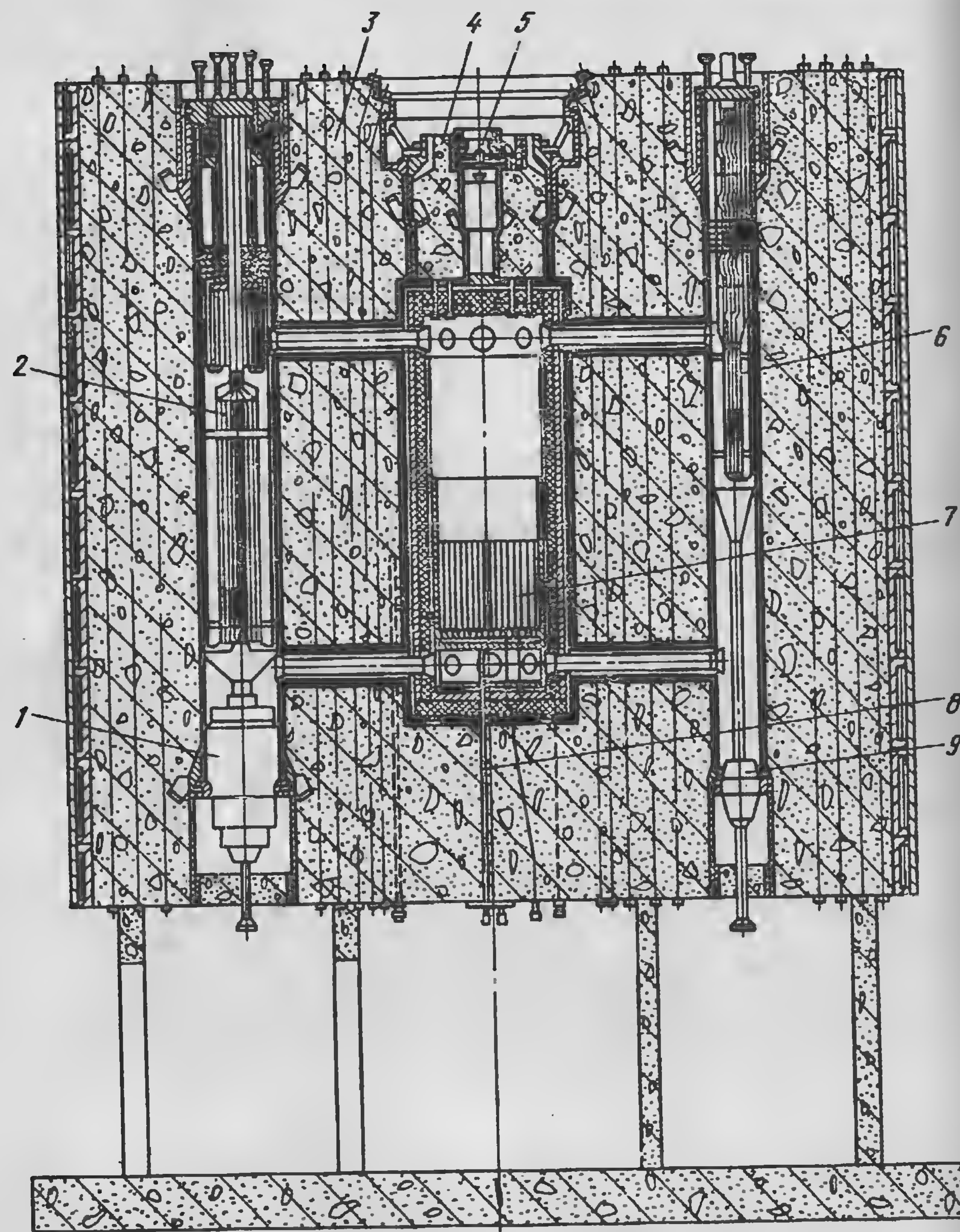


Рис. 5.10. Общий вид реактора БГР-300:
1 — основная газодувка; 2 — парогенератор; 3 — корпус реактора; 4 — крышка реактора; 5 — запорное устройство; 6 — теплообменник; 7 — активная зона; 8 — привод СУЗ; 9 — вспомогательная газодувка

Первая реакция происходит в интервале температур 21—170° С, а вторая — в интервале 150—1000° С. Температурный интервал, в котором происходит вторая реакция, характерен для самого реактора, что существенно повышает эффективный коэффициент теплоотдачи. Достоинством тетраоксида азота является еще и то, что в конденсаторе турбины он из

газообразного состояния переходит в жидкое. Это позволяет использовать в контуре обычные насосы, имеющие более высокий КПД по сравнению с газодувками. В регенераторе тетраоксид азота вновь переходит в газообразное состояние при температуре, характерной для первой реакции. К недостаткам тетраоксида азота следует отнести его токсичность, отсутствие какого бы то ни было опыта эксплуатации с использованием его в качестве теплоносителя в больших промышленных установках.

Имеются разработки пароохлаждаемых реакторов на быстрых нейтронах. Преимущество их перед газоохлаждаемыми — более эффективный теплоотвод. Однако наличие ядер водорода в теплоносителе смягчает энергетический спектр нейтронов, что отрицательно сказывается на величине КВ.

Глава 6

ГОМОГЕННЫЕ РЕАКТОРЫ. РЕАКТОРЫ НА РАСПЛАВЛЕННЫХ СОЛЯХ

6.1. ПЕРСПЕКТИВА РАЗВИТИЯ ГОМОГЕННЫХ РЕАКТОРОВ

Рассмотренные выше реакторы относятся к гетерогенным, на которых в настоящее время базируется и развивается атомная энергетика. Ядерное топливо в этих реакторах, оформленное в виде твэлов и ТВС, размещено в активной зоне и периодически заменяется свежим. В реакторах с жидким топливом предполагается использовать гомогенную смесь топлива в несущей среде, которая одновременно может служить теплоносителем и замедлителем либо выполнять роль одного из указанных компонентов, при этом топливо может находиться в виде раствора, тонкой взвеси или расплава урановых солей. Топливо может циркулировать по контуру в несущей среде либо оставаться только в пределах корпуса реактора. Второй случай предполагает прокачку теплоносителя по специальным змеевикам, расположенным в активной зоне. В этом случае в активной зоне увеличивается количество конструкционных материалов, что существенно ухудшает баланс нейтронов и сводит на нет преимущества гомогенных реакторов.

Обычно предполагается циркуляция топлива в несущей среде, которая одновременно выполняет роль теплоносителя. В этом случае радиоактивность теплоносителя определяется не наведенной активностью, а продуктами деления и чрезвычайно

высока. Однако несмотря на высокую радиоактивность контура, что неизбежно создает большие технологические трудности по реализации подобной схемы, развитие гомогенных реакторов ввиду их очевидных и чрезвычайно важных достоинств перспективно.

Отсутствие каких-либо конструкционных материалов в активной зоне создает весьма благоприятный баланс нейтронов. Более того, можно осуществить непрерывный вывод продуктов деления, реализуя тем самым непрерывную перегрузку топлива. Это в свою очередь позволяет свести к минимуму избыточную реактивность и существенно упростить регулирование. Все это предопределяет минимальные потери нейтронов на вредное поглощение. КВ в гомогенных реакторах на тепловых нейтронах достигает значений 0,8—0,9 для уран-плутониевого цикла, а для уран-ториевого может быть реализовано расширенное воспроизводство с $КВ = 1{,}06 \div 1{,}10$.

Благодаря малой непроизводительной потере нейтронов критическая загрузка топлива в гомогенных реакторах существенно меньше, чем в гетерогенных. Это уменьшение может быть настолько значительным, что оно полностью компенсирует дополнительную загрузку из-за наличия топлива в контуре циркуляции. Сравнительно невысокая удельная загрузка топлива в сочетании с высоким КВ позволяет более интенсивно наращивать мощности АЭС на той же сырьевой базе.

Глубина выгорания в гомогенных реакторах не ограничена радиационной стойкостью твэлов и накоплением продуктов деления под их оболочкой, как это имеет место в гетерогенных реакторах. Здесь отсутствуют твэлы как таковые, а продукты деления можно выводить непрерывно. Отсутствие поверхностей раздела между топливом и теплоносителем дает еще одно важное преимущество, заключающееся в том, что отвод тепла вынесен из реактора в теплообменник. Тем самым отпадает забота о сохранении целостности твэлов, определяющей надежность и безопасность гетерогенных реакторов.

Простота непрерывных выводов продуктов деления и подпитки свежим топливом сама по себе является важным преимуществом, так как при этом не требуется сложное и дорогостоящее оборудование по перегрузке. Непрерывный вывод облученного топлива создает условия для организации производства по регенерации его в пределах самой станции. Это тоже чрезвычайно важно, так как отпадает необходимость транспортирования высокорадиоактивного топлива на дальние расстояния. Все это в конечном итоге упрощает топливный цикл и существенно снижает стоимость топливной составляющей.

В условиях непрерывной перегрузки топлива отпадает необходимость в избыточной реактивности, что повышает

ядерную безопасность гомогенных реакторов. Безопасность их обеспечивается также отрицательным плотностным эффектом, который присущ этим реакторам. Увеличение единичной мощности не влечет за собой уменьшения статистической надежности, как это имеет место в гетерогенных реакторах. В последних это связано с увеличением числа твэлов, что неизбежно уменьшает статистическую надежность системы. Гомогенный реактор представляет собой как бы однотвэльную систему, и повышение мощности связано только с увеличением ее размера.

Гомогенные реакторы обладают большими возможностями для работы в переменных режимах. Работа гетерогенных реакторов в переменном режиме ограничена термоциклированием твэлов, что может привести к снижению их ресурса, а также ксеноновому отравлению при суточном графике работы. В гомогенных реакторах эти ограничения практически снимаются.

Достоинством гомогенных реакторов является еще и то, что они могут применяться не только для выработки электроэнергии на электростанциях, но и в различных отраслях промышленности, где требуются высокие температуры. Например, в реакторах на расплавленных солях температура расплава может достигать 1000—1300° С, что вполне достаточно для многих технологических процессов в металлургической, химической и других отраслях промышленности, при этом давление расплава сравнительно низкое и составляет доли мегапаскаля.

В качестве несущей среды в гомогенных реакторах могут быть использованы не только различного рода капельные жидкости (вода, расплавы металлов и солей), но и газы, при этом допускается весьма разнообразное сочетание компонентов. Это могут быть растворы, или тонкие взвеси, или другие комбинации. В этих условиях для определения наиболее оптимального варианта требуется проведение чрезвычайно большого комплекса работ, что в какой-то мере явилось одной из причин отставания развития гомогенных реакторов.

Серьезная проблема при создании гомогенных реакторов — высокая радиоактивность всего контура. Здесь отсутствует один из важных барьеров удержания продуктов деления — оболочка твэлов, поэтому требования к герметичности контура существенно повышаются. Очень осложнены в этих условиях организация профилактических осмотров оборудования и проведение планово-предупредительных работ. Ограниченность непосредственного доступа требует создания принципиально новых устройств и механизмов по дистанционному обслуживанию оборудования первого контура.

С учетом указанных проблем и возможности использования перечисленных достоинств ведется поиск наиболее оптимального

варианта гомогенного реактора. Использование газов в качестве несущей среды сопряжено с большими трудностями по обеспечению герметичности контура, так как требуется высокое давление и утечка газообразного топлива становится весьма вероятной. Водные растворы, как правило, обладают сравнительно высокой коррозионной активностью, а их температура ограничена сравнительно невысоким значением. Возникают проблемы, связанные с радиолизом воды. Кроме того, в растворах, в том числе и в водном, концентрация делящегося нуклида и воспроизводящего материала ограничена растворимостью, которая в ряде случаев недостаточна. Использование тонких взвесей не ограничивает концентрацию топлива, однако возникает проблема равномерного распределения его в потоке и объеме реактора. Возникает опасность выпадения частичек топлива и скопления их в застойных зонах.

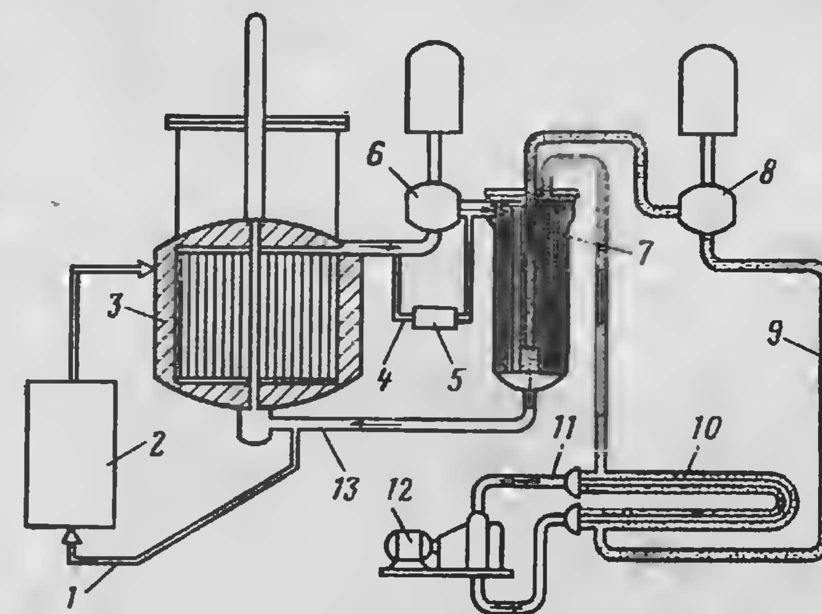
Наиболее подходящими оказались расплавы фтористых солей легких металлов, имеющих температуру плавления до 500° С, концентрация топлива в которых обеспечивает не только нормальную работу реактора, но и реализацию цикла с расширенным воспроизводством. В этих реакторах возможны высокие температуры при низком давлении в контуре. Жидкосолевые композиции обладают достаточно высокой радиационной стойкостью и вполне удовлетворительной совместимостью с конструкционными материалами.

6.2. РЕАКТОР НА РАСПЛАВЛЕННЫХ СОЛЯХ

Работа по созданию реакторов на расплавленных солях ведется в Ок-Риджской национальной лаборатории США. В 50-х годах здесь был построен небольшой экспериментальный реактор ARE (Aircraft Reactor Experiment) на расплавленных солях, представляющих собой смесь фторидов натрия, циркония и урана. В 60-х годах был построен реактор MSRE (Molten-Salt Reactor Experiment) тепловой мощностью 8 МВт — прототип будущего энергетического реактора. Успешный опыт эксплуатации экспериментальных реакторов позволил разработать проект крупной АЭС с жидкосолевым реактором-размножителем на тепловых нейтронах MSBR (Molten-Salt Breeder Reactor) электрической мощностью 1000 МВт.

На рис. 6.1 приведена технологическая схема ядерной энергетической установки (ЯЭУ) с реактором на расплавленных солях MSBR-1000, представляющая собой трехконтурную АЭС и систему переработки (регенерации) топлива. В первом контуре циркулирует расплавленная соль фторидов Li, Be, Th и U, а во втором промежуточном контуре — эвтектическая смесь $NaBF_4$ — NaF, которая дешевле топливной соли и имеет более низкую температуру плавления. Третий контур — обычный паровой с высокими параметрами пара. Промежуточный контур предназначен для предотвращения контакта высокорадио-

Рис. 6.1. Схема ЯЭУ с реактором MSBR-1000:
1, 4 — байпасный контур; *2* — система переработки топлива; *3* — реактор; *5* — система отвода газов; *6* — топливный насос; *7* — теплообменник; *8* — насос второго контура; *9* — второй контур; *10* — парогенератор; *11* — паровой контур; *12* — турбогенератор; *13* — контур с топливной солью



активной топливной соли с пароводяным контуром. Первый контур, включая реактор и промежуточные теплообменники, размещен в боксе, имеющем цилиндрическую форму, диаметром 18,8 и высотой 10,6 м. Температура в боксе поддерживается с помощью электронагревателей на уровне ~540° С, что исключает замерзание топливной соли.

Корпус реактора MSBR-1000 металлический (рис. 6.2). Он изготовлен из модифицированного хастеллоя-Н и рассчитан на давление 0,525 МПа. Толщина стенки при диаметре 6,7 м составляет 51 мм. Активная зона реактора состоит из графитовых блоков, имеющих квадратное сечение 100 × 100 мм и длину 3,95 м. Вдоль центральной оси каждого блока расположены каналы диаметром 15 мм, по которым прокачивается топливная соль. Объемная доля топливной соли в активной зоне составляет 13%. За активной зоной, отгороженной графитовыми пластинками поперечным сечением 51 × 254 мм, размещена зона воспроизводства, через которую протекает большая часть топливной соли. Объемная доля ее в этой части составляет 37%. В этой же области имеются вертикальные каналы, через которые часть топливной соли направляется на охлаждение верхнего торцевого отражателя. Топливная соль поступает в реактор снизу и раздается по каналам активной зоны, зоны воспроизводства и для охлаждения отражателя. Графитовые блоки активной зоны и зоны воспроизводства периодически могут заменяться. Они извлекаются вместе с верхней крышкой и стержнями СУЗ. Боковой графитовый отражатель получает сравнительно небольшую дозу облучения и замены не требует.

Регулирование реактора осуществляется подвижными поглощающими стержнями, расположенными в центральной части реактора. Поскольку происходят непрерывный отбор части топливной соли на регенерацию и замена свежей добавкой, то нет необходимости в компенсирующей системе.

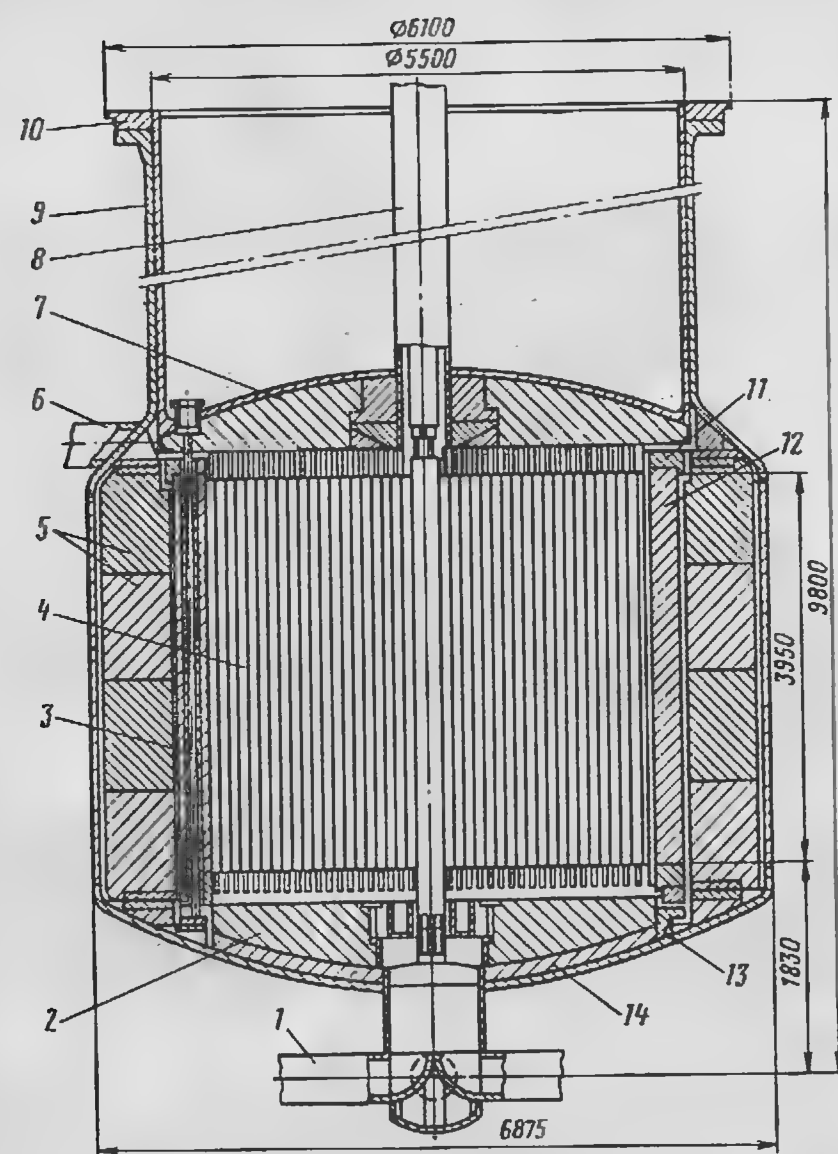


Рис. 6.2. Разрез реактора MSBR-1000:
1 — входной коллектор; *2* — нижний торцевой отражатель; *3* — вертикальный канал; *4* — стержни графитового замедлителя; *5* — боковой отражатель; *6* — выходной коллектор; *7* — верхний торцевой отражатель; *8* — стержни регулирования; *9* — корпус реактора; *10* — верхняя крышка; *11* — верхнее графитовое кольцо; *12* — графитовые пластины; *13* — нижнее графитовое кольцо; *14* — донная крышка

Приведем основные теплофизические и конструкционные характеристики MSBR-1000.

Мощность, МВт:	
тепловая	2250
электрическая	1000
КПД, %	44
Состав топливной соли, %:	
^{7}LiF	71,772
BeF_2	16,0
ThF_4	12,0
$^{233}UF_4$	0,228
Температура плавления топливной соли, °С	500
Удельное энерговыделение в активной зоне, МВт/м^3:	
среднее	22,2
максимальное	70,4
Удельное энерговыделение в топливной соли, МВт/м^3:	
среднее	74
максимальное	492

Удельное энерговыделение в графите, МВт/м^3:	
среднее	2,3
максимальное	6,3
Температура топливной соли, °С:	
на входе в реактор	566
на выходе из реактора	704
Расход топливной соли, м^3/с	3,69
Максимальная скорость, м/с	2,6
Перепад давления в реакторе, МПа	0,12
Объем топливной соли в первом контуре, м^3	48,7
Объем топливной соли в системе регенерации, м^3	13,59
Объемная доля топливной соли, %:	
в активной зоне	13,0
в зоне воспроизводства	37,0
в отражателе	1,0
в кольцевом зазоре	100
в торцевом зазоре	8,5
Состав соли промежуточного контура, %:	
$NaBF_4$	92,0
NaF	8,0
Температура плавления, °С	385
Температура соли в промежуточном контуре, °С:	
на входе в теплообменник	454
на выходе из теплообменника	621
Расход теплоносителя промежуточного контура, м^3/с	4,8
Параметры пара на выходе из парогенератора:	
давление, МПа	24
температура, °С	538
Размеры реактора, м:	
диаметр корпуса	6,8
высота корпуса	6,1
диаметр активной зоны	4,39
высота активной зоны	3,96
толщина радиальной зоны воспроизводства	0,38
толщина кольцевого зазора	0,05
толщина бокового отражателя	0,76
толщина торцевой зоны воспроизводства	0,23
толщина торцевого зазора	0,08
толщина торцевого отражателя	0,61
Число графитовых блоков в активной зоне	1412
Размер графитового блока, см	10,2 × 10,2 × 396
Масса графита в отражателе, т	303
Масса активной зоны в сборе, т	272
Время жизни графита при флюенсе $3 \cdot 10^{22}$ 1/см^2 нейтронов с энергией больше 50 кэВ, лет	4
КВ	1,062
Выход воспроизведенного ^{233}U, %/год	3,3

Удельная загрузка, кг/МВт(эл.)	1,51
Время удвоения, год	21
Количество тория в контуре, т	88,6
Количество делящегося материала, т	1,5

Реактор MSBR-1000 сочетает свойства гетерогенного и гомогенного реакторов. Наличие графитового замедлителя в активной зоне реактора (гетерогенность) дает соответствующий выигрыш в нейтронно-физических характеристиках, а циркуляция расплавленной топливной соли дает возможность использовать основные преимущества гомогенных реакторов. К дополнительным недостаткам (по отношению к отмеченным выше для гомогенных реакторов) подобных ЯЭУ следует отнести сложность технологической схемы, необходимость предварительного разогрева первого и промежуточного контуров до весьма высокой температуры, превышающей температуру плавления используемых солей. Возможность широкого применения реакторов этого типа в ЯЭУ покажет опыт их эксплуатации. Это будет зависеть также от прогресса в области совершенствования гетерогенных реакторов, и в особенности реакторов на быстрых нейтронах.

Глава 7

ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЕ В РЕАКТОРЕ И ОРГАНИЗАЦИЯ ТЕПЛООТВОДА

7.1. ИСТОЧНИКИ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ

В ядерном реакторе происходит преобразование внутриядерной энергии некоторых тяжелых ядер (урана, плутония и других трансурановых элементов) в тепловую в процессе цепной реакции деления под облучением нейтронами. Деление ядра с массовым числом A* под действием нейтронов происходит в два этапа. При поглощении нейтрона ^{235}U образуется составное ядро массой $A+1$, которое находится в возбужденном (неустойчивом) состоянии. Переходя в новое устойчивое состояние, ядро делится с образованием двух осколков деления с массовыми числами A_1 и A_2, нейтронов и γ-квантов. При делении ядра образовавшиеся осколки деления разлетаются с большими скоростями и их кинетическая энергия практически

* В дальнейшем рассмотрение ведется на примере деления ^{235}U. Деление искусственно полученных нуклидов (^{239}Pu, ^{233}U) идет аналогично; нет заметного различия и в количественных результатах.

мгновенно переходит в тепловую энергию в толще самого твэла. Поскольку пробег осколков деления мал, тепловая энергия выделяется практически в том месте, где произошло деление. Распределение осколков деления по кинетической энергии описывается кривой с двумя пиками: один расположен в области тяжелых осколков, другой — в области легких осколков. Однако независимо от этого в среднем энерговыделение в активной зоне (в данном случае непосредственно в твэлах) за счет кинетической энергии осколков в расчете на одно деление составляет 168±5 МэВ.

В процессе деления образуются так называемые мгновенные нейтроны, энергетический спектр которых также весьма широк. В реакторах на тепловых нейтронах в среднем на одно деление рождается 2,5 нейтрона со средней энергией 2 МэВ. Они взаимодействуют с материалами активной зоны в результате упругого и неупругого рассеяния и передают свою энергию этим материалам преимущественно в виде тепловой энергии отдачи. Пробег нейтронов исчисляется сантиметрами (в зависимости от материалов активной зоны пробег может составлять и десятки сантиметров), а миграция нейтронов происходит за малые доли секунды. Таким образом, энергия, выделяющаяся за счет взаимодействия мгновенных нейтронов, рассеивается во всех материалах активной зоны практически мгновенно. При этом часть энергии нейтронов деления уносится за пределы активной зоны с нейтронами утечки. Вклад в общее энерговыделение за счет рассеяния нейтронов не превышает ~5 МэВ.

Энергия мгновенных γ-квантов, образующихся в процессе деления, составляет в среднем на одно деление около 7,8 МэВ и не только рассеивается в виде тепловой во всех материалах активной зоны, но и частично уходит за ее пределы. Эта составляющая энерговыделения рассеивается также практически без запаздывания.

Образующиеся осколки деления обладают избыточным отношением числа нейтронов к числу протонов, характерным для стабильных нуклидов. Вследствие этого они испытывают ряд последовательных β-распадов, испуская при этом нейтрино. При β-распадах образуются возбужденные ядра, которые переходят в основное состояние путем испускания γ-кванта. В среднем на одно деление при радиоактивном распаде осколков деления освобождается энергия, которая распределяется следующим образом: β-частицы ~8 МэВ, γ-кванты ~6 МэВ и нейтрино ~12 МэВ. Последняя вследствие чрезвычайно высокой проникающей способности нейтрино уносится за пределы реактора и при определении энерговыделения не учитывается. Энергия β-частиц рассеивается в виде тепловой практически в том месте, где образуется соответствующий осколок деления, так как пробег β-частиц чрезвычайно мал. Энергия осколочных γ-квантов рассеивается так же, как

9 Заказ № 3794

и мгновенных, во всех материалах и частично за пределами активной зоны. Некоторые осколки деления, испытывая β-распад, излучают так называемые запаздывающие нейтроны. Однако их доля в расчете на одно деление составляет всего лишь 0,64%, поэтому их вклад в энерговыделение мал и не учитывается.

Образовавшиеся нейтроны деления по мере замедления и диффундирования в активной зоне реактора, взаимодействуя с материалами, испытывают радиационный захват с преимущественным образованием вторичного γ-излучения. Вторичные γ-кванты рассеивают свою энергию аналогично первичным (мгновенным и осколочным γ-квантам). При радиационном захвате нейтронов возможны и другие ядерные реакции, например с образованием β-, α- и других заряженных частиц. Образование β-частиц нехарактерно для ядерных реакторов, хотя при поглощении нейтронов ^{238}U образуется ^{239}U, который испытывает β-распад с выделением энергии, которая рассеивается вблизи места образования ^{239}U. Сравнительно невелик вклад в общее энерговыделение и за счет реакции (n, α). Однако она имеет большое значение при оценке тепловыделения в сильных поглотителях, содержащих изотоп ^{10}B. Итак, приближенно можно считать, что вклад в общее энерговыделение за счет вторичного γ-излучения и других частиц, образующихся в результате радиационного захвата нейтронов, составляет 5—10 МэВ в расчете на одно деление.

В табл. 7.1 приведены составляющие энерговыделения, характерные для реакторов на тепловых нейтронах, работающих на ^{235}U, где $E_{оск}$, E_n, $E_\gamma^{мгн}$, $E_{зах}$ — энергия за счет осколков деления, мгновенных нейтронов, мгновенных γ-квантов, захватное (за счет вторичного γ-излучения или заряженных частиц), выделяющаяся практически без запаздывания; E_β, $E_\gamma^{зап}$ — энергия за счет радиоактивного распада осколков деления, выделяющаяся с запаздыванием.

Таблица 7.1. **Составляющие энерговыделения при работе реактора на ^{235}U**

Место, где выделяется энергия	Энергия, выделяющаяся без запаздывания, МэВ	Энергия, выделяющаяся с запаздыванием, МэВ	Итого, МэВ
Вблизи места деления (в твэлах)	$E_{оск}=168$	$E_\beta=8$	176
По всему реактору	$E_n=5$ $E_\gamma^{мгн}=8$ $E_{зах}=5$	$E_\gamma^{зап}=6$	24
Итого	186	14	200

Проведенный анализ показывает, что первоисточником тепловой энергии является процесс деления ядер делящихся нуклидов, в результате которого не только выделяется основная

часть (около 85%) энергии (за счет кинетической энергии осколков деления), но и образуются новые свободные нейтроны, необходимые для поддержания цепной реакции деления. Остальная часть энерговыделений (недостающая до 100%) примерно в равной мере (по 5—10 МэВ в расчете на одно деление) обусловлена сопутствующими процессу деления ядерными реакциями: взаимодействием с нейтронами, первичным и вторичным γ-излучением, взаимодействием с заряженными частицами (β- и α-частицами). Суммирование всех перечисленных выше составляющих энерговыделения в активной зоне реактора в расчете на одно деление дает энергию около 200 МэВ.

Следует заметить, что осколочное энерговыделение идет с запаздыванием и определяется постоянной β-распада и временем испускания γ-квантов. Выделение энергии продуктами деления идет и после прекращения цепной реакции деления, она определяется энергетическим спектром и выходом продуктов деления, излучающих β-частицы или γ-кванты. При этом по мере радиоактивного распада продуктов деления после выключения реактора это энерговыделение (остаточное энерговыделение) уменьшается и может быть определено из уравнений: за счет β-распада

$$B(\tau)=\sum_i \beta_i \exp(-\lambda_i^\beta \tau); \qquad (7.1)$$

за счет излучения γ-квантов

$$\Gamma(\tau)=\sum_i \gamma_i \exp(-\lambda_i^\gamma \tau), \qquad (7.2)$$

где β_i, γ_i — вклад в энерговыделение, обусловленный β-распадом и излучением γ-квантов i-й группой продуктов деления; λ_i^β, λ_i^γ — постоянные соответствующих процессов; τ — время после прекращения процессов деления. Соответствующие константы при делении ^{235}U тепловыми нейтронами приведены в табл. 7.2. Как видно, все продукты деления (а их более 30 пар) сведены в 10 групп.

Таблица 7.2. **Константы β_i, λ_i^β, γ_i, λ_i^γ**

i	β_i	λ_i^β	γ_i	λ_i^γ
1	0,484	0,82	0,0273	0,058
2	0,330	0,25	0,0133	0,014
3	0,0817	0,071	$2,62\cdot10^{-3}$	$3,1\cdot10^{-3}$
4	0,0163	0,016	$3,71\cdot10^{-4}$	$6,8\cdot10^{-4}$
5	0,0019	0,0038	$1,85\cdot10^{-4}$	$2,5\cdot10^{-4}$
6	$0,65\cdot10^{-3}$	$1\cdot10^{-3}$	$2,42\cdot10^{-5}$	$6,7\cdot10^{-5}$
7	$1,28\cdot10^{-4}$	$2,8\cdot10^{-4}$	$2,58\cdot10^{-6}$	$1,5\cdot10^{-5}$
8	$1,63\cdot10^{-5}$	$5,4\cdot10^{-5}$	$6,06\cdot10^{-7}$	$6,8\cdot10^{-6}$
9	$5,53\cdot10^{-6}$	$1,75\cdot10^{-5}$	$2,26\cdot10^{-7}$	$1,3\cdot10^{-6}$
10	$3,23\cdot10^{-7}$	$2,2\cdot10^{-6}$	$2,90\cdot10^{-8}$	$1,5\cdot10^{-7}$

Очевидно, что короткоживущие продукты деления, выход которых сравнительно велик, определяют остаточное энерговыделение сразу после выключения реактора. Затем их вклад быстро уменьшается. В последующем все большее значение приобретают долгоживущие продукты деления, однако их выход относительно невелик. Остаточное энерговыделение играет важную и специфическую роль в работе ядерного реактора, его оценка приобретает чрезвычайно большое значение после прекращения цепной реакции деления, и этому будет ниже посвящен специальный параграф.

7.2. ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЕ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА

Энерговыделение в активной зоне можно определить из следующих соображений. Произведение $\Sigma_f \Phi$ представляет собой число актов деления в 1 см^3, где $\Sigma_f = N\sigma_f$ — макроскопическое сечение деления, определяемое числом ядер делящегося нуклида в этом объеме N (1/см^3), умноженным на микроскопическое сечение деления σ_f (см^2), а Φ — плотность потока нейтронов, 1/(см$^2 \cdot$ с). Умножив произведение $\Sigma_f \Phi$ на энергию, приходящуюся на одно деление, $E_f = 200$ МэВ, получим энергию, выделяющуюся в 1 см^3. Если теперь умножим эту энергию на объем загруженного делящегося нуклида V_U, то найдем полную энергию, выделяющуюся в активной зоне реактора (МэВ/с) в единицу времени:

$$Q = \Sigma_f \Phi E_f V_U. \tag{7.3}$$

Имея в виду, что число ядер делящегося нуклида $N = \frac{N_0}{A_U}\rho_U$, где $N_0 = 0{,}602 \cdot 10^{24}$ — число Авогадро; A_U — массовое число; ρ_U — плотность делящегося нуклида, г/см^3, а $V_U = M_U/\rho_U$ (здесь M_U — критическая масса делящегося нуклида, г), а также с учетом того, что 1 МэВ соответствует $1{,}6 \cdot 10^{-13}$ Вт·с, тепловую мощность реактора запишем в виде

$$Q = A\Phi M_U, \tag{7.4}$$

где $[Q] =$ Вт; $[M_U] =$ г; $[\Phi] = 1/(\text{см}^2 \cdot \text{с})$, а коэффициент $A = \frac{N_0}{A_U}\sigma_f E_f \cdot 1{,}6 \cdot 10^{-13}$ и зависит только от σ_f. Для реактора на тепловых нейтронах, работающих на урановом топливе, сечение деления при комнатной температуре $\sigma^5_{f,0} = 583{,}5 \cdot 10^{-24}$ см^2 и коэффициент $A = 4{,}8 \cdot 10^{-11}$, тепловая мощность реактора определяется формулой

$$Q = 4{,}8 \cdot 10^{-11}\Phi M_U. \tag{7.5}$$

Здесь M_U — критическая загрузка топлива в холодном состоянии реактора, г, а $[Q] =$ Вт.

Из (7.5) видно, что тепловая мощность зависит от произведения плотности потока нейтронов и загрузки топлива. Плотность потока нейтронов Φ ограничена радиационной стойкостью материалов и теплосъемом с единицы объема активной зоны и в реакторах на тепловых нейтронах не превышает $\sim 10^{14}$ 1/(см$^2 \cdot$ с).

Таким образом, единственный путь для увеличения единичной мощности реактора — повышение загрузки топлива M_U с одновременным увеличением поверхности нагрева активной зоны.

Важно отметить, что более 90% энерговыделения, определяемого формулой (7.5), приходится на твэлы, а остальные 6—8% рассеиваются в других компонентах активной зоны (замедлителе, теплоносителе, конструкционных материалах, органах регулирования и компенсации реактивности). При этом около 93% всей энергии выделяется практически мгновенно, а около 7% — с запаздыванием, определяемым временем радиоактивного распада продуктов деления. Это означает, что в переходных режимах (частичном сбросе и набросе нагрузки) тепловая мощность изменяется практически без запаздывания. Иное дело при полном выключении реактора. В этом случае мгновенная составляющая за короткое время (в соответствии с уменьшением плотности потока нейтронов Φ) снижается на много порядков и преобладающим становится энерговыделение за счет запаздывающих источников.

7.3. ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЕ В РЕАКТОРНЫХ МАТЕРИАЛАХ

Потоки нейтронов и γ-квантов, образующихся в результате цепной реакции деления, взаимодействуют со всеми реакторными материалами, включая ядерное топливо. Поэтому не все тепло генерируется в твэлах, а часть его выделяется в замедлителе и других реакторных материалах, расположенных как в активной зоне, так и за ее пределами, близко примыкающими к ней. Так, в больших энергетических реакторах около 92—94% тепла, определяемого соотношением (7.5), выделяется в твэлах, а 6—8% — в реакторных материалах. В реакторах небольших размеров, работающих на высокообогащенном топливе, энерговыделение в реакторных материалах может достигать $\sim 15\%$, причем около половины этого тепла может приходиться на материалы, расположенные вне активной зоны.

Для определения энерговыделений в реакторных материалах необходимо знать не только детальное распределение потоков нейтронов и γ-квантов, но и их энергетический спектр. Необходимо располагать также обширными справочными данными, характеризующими вероятность протекания тех или

иных ядерных реакций во всех материалах, используемых в конкретном реакторе. Все это чрезвычайно усложняет детальные расчеты, проведение которых возможно с использованием специальной литературы, приведенной в конце книги. Однако в инженерной практике не всегда требуются детальные расчеты, часто допускаются упрощенные оценки. Так, суммарное энерговыделение в реакторных материалах сравнительно невелико, поэтому важно определить его в тех или иных элементах по порядку величины. Этого, как правило, достаточно для организации надежного теплоотвода с соответствующим запасом.

Энерговыделение в реакторных материалах обусловлено следующими процессами:

1) замедлением быстрых нейтронов при их упругом соударении с ядрами материалов;

2) поглощением первичного γ-излучения (мгновенного и осколочного);

3) поглощением вторичного захватного γ-излучения, возникающего в результате реакции (*n*, γ) в окружающих материалах по отношению к рассматриваемому узлу;

4) самопоглощением вторичного γ-излучения, возникающего в результате реакции (*n*, γ) в рассматриваемом узле;

5) самопоглощением заряженных частиц, возникающих в результате реакций (*n*, α), (*n*, β), (*n*, *p*), в рассматриваемом узле (для реакторных материалов характерна только первая ядерная реакция).

В гетерогенной активной зоне, когда топливо отделено от замедлителя, энергия нейтронов и γ-квантов распределяется между твэлами и другими материалами активной зоны пропорционально замедляющей способности материалов для нейтронов и массе элементов для γ-квантов.

Энерговыделение в замедлителе обусловлено тремя первыми составляющими. Что касается четвертой и тем более пятой (не характерной для материалов замедлителя) составляющих, то они пренебрежимо малы (особенно для тяжеловодного и графитового замедлителей) и не учитываются. Детальные расчетные оценки, а также экспериментальные данные показывают, что энерговыделение в замедлителе составляет около 6% общей тепловой мощности реактора.

Заметное количество тепла выделяется в органах регулирования. Поскольку они, как правило, сильно поглощают нейтроны, основной вклад в энерговыделение определяется четвертой или пятой составляющей. В широко используемых борсодержащих поглотителях идет реакция (*n*, α) и вся энергия α-частиц (около 2,3 МэВ) рассеивается в поглотителе. Для других материалов (на основе гадолиния, гафния, европия, самария и т. п.), используемых в поглощающих стержнях,

характерна реакция (*n*, γ) с образованием γ-квантов, как правило, высоких энергий. Однако проникающая способность такого γ-излучения достаточно велика, и их энергия рассеивается в самом поглотителе только частично в соответствии с коэффициентом самопоглощения, а большая часть рассеивается в других реакторных материалах. Некоторый вклад в энерговыделение в сильных поглотителях дают вторая и третья составляющие, причем он определяется в соответствии с их массой по отношению к массе других материалов активной зоны.

Суммарное энерговыделение в поглощающих стержнях сравнительно невелико и не превышает 1—2% общей тепловой мощности реактора. Однако по высоте и сечению поглощающего стержня оно распределено крайне неравномерно, что приводит к большим градиентам температур и возможным деформациям стержней.

Энерговыделение в других конструкционных материалах активной зоны (оболочках твэлов, элементах ТВС, технологических каналах) сравнительно невелико и в инженерных расчетах специально не учитывается.

Энерговыделение в отражателе обусловлено взаимодействием с нейтронами утечки и первичным и вторичным γ-излучением из активной зоны. Распределение его по толщине отражателя носит резко выраженный ниспадающий характер от границы с активной зоной к периферии. Энерговыделение в отражателе фактически определяется теми же процессами, что и в замедлителе. Суммарное энерговыделение в отражателе даже для реакторов с небольшими размерами активной зоны обычно не превышает ~5% общей тепловой мощности, а в энергетических реакторах, имеющих значительные размеры, и того меньше.

В реакторах на быстрых нейтронах значительное энерговыделение имеет место в зоне воспроизводства, загружаемой воспроизводящим материалом, в качестве которого обычно используется обедненный или природный уран. При определении энерговыделения в зоне воспроизводства необходимо учитывать не только взаимодействие с первичным и вторичным γ-излучением из активной зоны и γ-квантами, обусловленными взаимодействием тяжелых ядер в зоне воспроизводства с нейтронами (неупругое рассеяние и радиационный захват), но и деление (пороговое деление воспроизводящего материала на быстрых нейтронах и деление накапливающегося за счет воспроизводства делящегося нуклида). Суммарное энерговыделение в зоне воспроизводства реакторов-размножителей оценивается ~10% общей тепловой мощности. При этом необходимо учитывать, что энергораспределение в зоне воспроизводства носит ниспадающий характер, аналогичный распределению в отражателе реакторов на тепловых нейтронах.

7.4. ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЕ В КОРПУСЕ РЕАКТОРА

Потоки нейтронов и γ-квантов из активной зоны, хотя и ослабленные, выходят за пределы отражателя и падают на внутреннюю поверхность корпуса, взаимодействуя с его материалом. Особенно важно провести оценку энерговыделения в реакторах с толстостенными корпусами, в которых могут возникнуть большие градиенты температур и как следствие — высокие термические напряжения. Так, в реакторах ВВЭР толщина корпуса в неослабленной части — около 200 мм, а в зоне патрубков — примерно в 2 раза больше.

В металлическом корпусе энерговыделение в основном обусловлено поглощением первичного и вторичного γ-излучения из активной зоны. Самопоглощение за счет реакции (*n*, γ) в толще самого корпуса дает сравнительно небольшой вклад в энерговыделение. Поэтому для оценки энерговыделения в корпусе важно оценить интенсивность потока γ-квантов, падающего на внутреннюю поверхность, и ослабление его по толщине стенки корпуса.

Для упрощения можно предположить, что плоский параллельный пучок γ-квантов интенсивностью I_0 [МэВ/(см^2·с)] равномерно падает на плоскую стенку толщиной δ (рис. 7.1). Это упрощение не вносит заметной погрешности, так как радиус реактора *R* обычно значительно больше толщины корпуса δ, а задача при этом значительно упрощается. С учетом сделанных предположений ослабление по толщине стенки определяется следующим выражением:

$$I(x) = I_0 B \exp(-\mu x), \tag{7.6}$$

где μ — коэффициент линейного поглощения γ-квантов, см$^{-1}$; *x* — толщина слоя, в котором идет ослабление, см; *B* — фактор накопления. Тогда количество тепла, выделенного в слое толщиной *x*,

$$q(x) = \mu_{эн} I_0 B \exp(-\mu x). \tag{7.7}$$

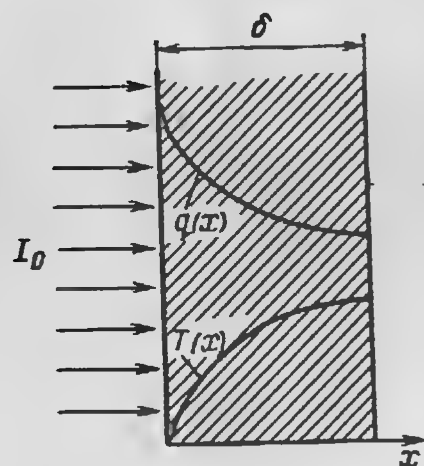


Рис. 7.1. Распределение тепловыделения $q(x)$ и температуры $T(x)$ по толщине корпуса реактора

Здесь $\mu_{эн}$ — энергетический коэффициент поглощения, отличающийся от коэффициента μ тем, что он не учитывает рассеянных γ-квантов.

Фактор накопления *B* зависит от размеров и свойств материала, в котором идет поглощение γ-квантов. Для металлических стенок сравнительно небольших толщин (порядка толщин стенок корпуса) фактор накопления можно аппроксимировать экспоненциальной зависимостью вида

$$B = B_0 \exp(cx), \tag{7.8}$$

где B_0 — фактор накопления на внутренней поверхности (табличная величина); *c* — константа, которая в зависимости от используемого материала и толщины стенки подбирается экспериментально. С учетом (7.8) выражение (7.7) перепишется в следующем виде:

$$q(x) = q_0 B_0 \exp(-\mu_{эф} x), \tag{7.9}$$

где $\mu_{эф} = \mu - c$; $q_0 = 1{,}6 \cdot 10^{-13} \mu_{эн} I_0$; $[q(x)] = $ Вт/см^3.

Изменение энерговыделения по толщине стенки показано на рис. 7.1.

Для определения градиента температуры запишем уравнение теплопроводности для плоской стенки с внутренними источниками тепла:

$$\frac{d^2T}{dx^2} + \frac{q(x)}{\lambda} = 0, \tag{7.10}$$

где λ — теплопроводность материала стенки, Вт/(см·К).

Подставив в уравнение (7.10) вместо $q(x)$ его значение по (7.9) и произведя интегрирование, получим

$$\frac{dT}{dx} = \frac{q_0 B_0}{\lambda \mu_{эф}} \exp(-\mu_{эф} x) + C_1.$$

После повторного интегрирования имеем

$$T(x) = -\frac{q_0 B_0}{\lambda \mu_{эф}^2} \exp(-\mu_{эф} x) + C_1 x + C_2.$$

В полученных выражениях C_1 и C_2 — постоянные интегрирования, определяемые из граничных условий. Корпуса реакторов с наружной стороны обычно имеют тепловую изоляцию, а с внутренней стороны охлаждаются теплоносителем. В этом случае можно считать, что сток тепла идет только через внутреннюю поверхность и распределение температуры имеет вид, показанный на рис. 7.1. Тогда при $x = \delta$ градиент температуры равен нулю, т. е. $dT/dx = 0$ и

$$C_1 = -\frac{q_0 B_0}{\lambda \mu_{эф}} \exp(-\mu_{эф} \delta).$$

При $x = 0$ $T = T_1$, где T_1 — температура стенки на внутренней поверхности, которая может быть определена в зависимости от условий охлаждения, при этом

$$C_2 = T_1 + \frac{q_0 B_0}{\lambda \mu_{эф}^2}.$$

С учетом полученных выражений распределение температуры по толщине стенки запишется в следующем виде:

$$T(x)=T_1+\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}-\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}}x\exp\left(-\mu_{эф}\delta\right)-\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}\exp\left(-\mu_{эф}x\right). \quad (7.11)$$

Переходя от плоской стенки к цилиндрической и имея в виду, что $x=r-R_1$, $\delta=R_2-R_1$, где R_2, R_1 — наружный и внутренний радиусы корпуса, получаем

$$T(r)=T_1+\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}-(r-R_1)\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}}\exp\left(-\mu_{эф}\delta\right)-\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}\exp\left[-\mu_{эф}(r-R_1)\right]. \quad (7.12)$$

Последнее выражение, раскрыв в нем скобки и сгруппировав постоянные величины, можно переписать в таком виде:

$$\Delta T(r)=A-Dr-F\exp\left(-\mu_{эф}r\right), \quad (7.13)$$

где

$$\Delta T(r)=T(r)-T_1;$$

$$A=\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}+\frac{q_0B_0R_1}{\lambda\mu_{эф}}\exp\left(-\mu_{эф}\delta\right);$$

$$D=\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}}\exp\left(-\mu_{эф}\delta\right);$$

$$F=\frac{q_0B_0}{\lambda\mu_{эф}^2}\exp\left(\mu_{эф}R_1\right).$$

Получив распределение температуры по толщине стенки корпуса, можно определить термические напряжения. В случае цилиндрической геометрии формулы для расчета термических напряжений имеют вид

$$\sigma_2^T=\frac{E\alpha_l}{1-\mu_п}\left[-\frac{1}{r^2}\int_{R_1}^{r}\Delta T(r)\,r\,dr+\frac{r^2-R_1^2}{r^2(R_2^2-R_1^2)}\int_{R_1}^{R_2}\Delta T(r)\,r\,dr\right]; \quad (7.14)$$

$$\sigma_\tau^T=\frac{E\alpha_l}{1-\mu_п}\left[\frac{1}{r^2}\int_{R_1}^{r}\Delta T(r)\,r\,dr+\frac{r^2+R_1^2}{r^2(R_2^2-R_1^2)}\int_{R_1}^{R_2}\Delta T(r)\,r\,dr-\Delta T(r)\right]; \quad (7.15)$$

$$\sigma_z^T=\frac{E\alpha_l}{1-\mu_п}\left[\frac{2}{R_2^2-R_1^2}\int_{R_1}^{R_2}\Delta T(r)\,r\,dr-\Delta T(r)\right]; \quad (7.16)$$

где σ_r^T, σ_τ^T, σ_z^T — термические напряжения в радиальном, тангенциальном и осевом направлениях соответственно; E, α_l, $\mu_п$ — модуль упругости, коэффициент линейного расширения и коэффициент Пуассона материала стенки корпуса.

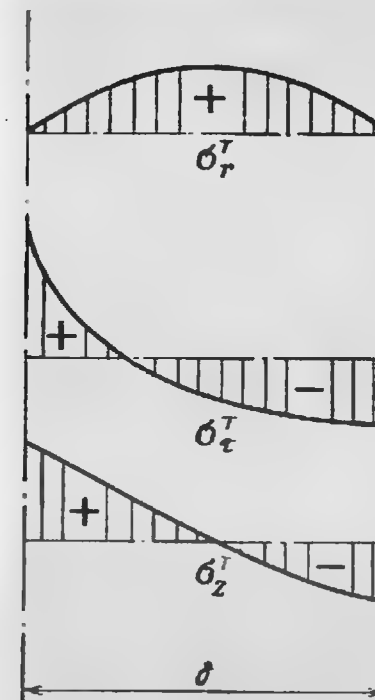


Рис. 7.2. Эпюры термических напряжений по толщине цилиндрического корпуса

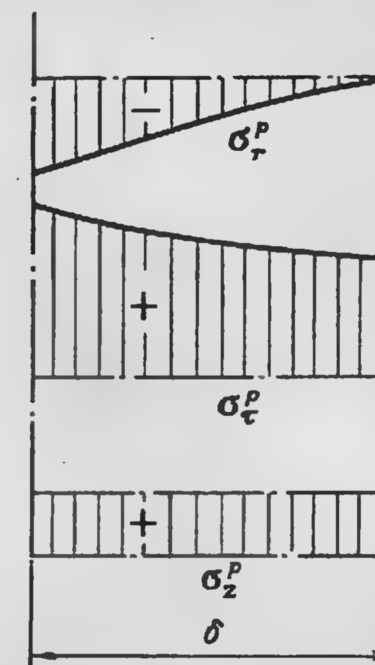


Рис. 7.3. Эпюры напряжений от внутреннего давления в корпусе реактора

Подставив в эти формулы значение $\Delta T(r)$, можно получить термические напряжения, характер изменения которых для однородной стенки (без учета наплавки) показан на рис. 7.2. Как видно, радиальная составляющая имеет максимум в средней части по толщине стенки. Она всюду положительна (стенка испытывает растяжение), а на внутренней и внешней поверхностях равна нулю. Тангенциальная и осевая составляющие меняют свой знак от максимально растягивающего значения на внутренней поверхности до напряжений сжатия на наружной.

Корпус реактора наряду с термическими напряжениями испытывает напряжения от внутреннего давления. Формулы для составляющих напряжений в цилиндрическом корпусе, испытывающем внутреннее давление, имеют следующий вид:

$$\sigma_r^p=p\frac{R_2^2}{R_2^2-R_2^1}\left(1-\frac{R_2^2}{r^2}\right); \quad (7.17)$$

$$\sigma_\tau^p=p\frac{R_1^2}{R_2^2-R_1^2}\left(1+\frac{R_2^2}{r^2}\right); \quad (7.18)$$

$$\sigma_z^p=p\frac{R_1^2}{R_2^2-R_1^2}, \quad (7.19)$$

где p — внутреннее давление в корпусе; остальные обозначения — прежние.

Из анализа формул видно (рис. 7.3), что радиальное напряжение отрицательно, оно максимально на внутренней

поверхности и равно нулю на наружной. Тангенциальное напряжение всюду положительно и возрастает от наружной поверхности к внутренней. Осевое напряжение положительно и постоянно по всему сечению.

Корпус несет также нагрузку от собственного веса, при этом в зависимости от крепления корпуса возникают напряжения сжатия или растяжения в осевом направлении σ_z^g.

Суммарное напряжение должно быть меньше допустимого или равно ему. Оно может быть определено по формуле

$$\sigma=\sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_z-\sigma_\tau)^2+(\sigma_\tau-\sigma_r)^2+(\sigma_r-\sigma_z)^2\right]}\leqslant[\sigma], \quad (7.20)$$

где $[\sigma]$ — допустимое напряжение; $\sigma_r=\sigma_r^T+\sigma_r^p$; $\sigma_\tau=\sigma_\tau^T+\sigma_\tau^p$; $\sigma_z=\sigma_z^T+\sigma_z^p+\sigma_z^g$.

Суммарное напряжение определяется для наиболее опасного сечения. Приведем значения основных констант для сталей перлитного класса: $\mu=0{,}33$ см$^{-1}$; $c=0{,}11$ см$^{-1}$; $\mu_{эф}=0{,}22$ см$^{-1}$; $\mu_{эн}=0{,}175$ см$^{-1}$; $B_0=1{,}5$; $\mu_п=0{,}3$; $E=0{,}2\cdot10^6$ МПа; $\alpha_l=12\cdot10^{-6}$ 1/К; $\lambda=40\cdot10^{-2}$ Вт/(см·К). Значение коэффициента поглощения соответствует усредненному спектру γ-квантов, характерному для реакторов на тепловых нейтронах.

Заметим, что термические напряжения пропорциональны отношению α_l/λ. Так, для перлитной стали это отношение составляет $0{,}3\cdot10^{-4}$. Для аустенитной стали, у которой $\alpha_l=17{,}0\cdot10^{-6}$ и $\lambda=17{,}5\cdot10^{-2}$, это отношение равно $1\cdot10^{-4}$, т. е. примерно в 3,3 раза выше, чем для перлитной стали. Поэтому при наличии наплавки возникают дополнительные напряжения на границе слоев перлитной и аустенитной сталей.

7.5. ОРГАНИЗАЦИЯ ТЕПЛООТВОДА

Одна из основных задач при конструировании ядерных реакторов — обеспечить надежный съем тепла, выделяющегося в твэлах. Это обусловлено не только тем, что в них генерируется более 90% тепловой энергии, но и тем, что под оболочкой твэлов накапливаются радиоактивные продукты деления. Ухудшение теплоотвода может привести к разгерметизации твэлов и выходу продуктов деления в контур теплоносителя. Надежное охлаждение твэлов должно быть обеспечено не только при нормальных условиях эксплуатации, но и при аварийных ситуациях. В связи с этим, как правило, за исключением, может быть, высокотемпературных и тяжеловодных реакторов с горизонтальными каналами, предусматривается восходящее движение теплоносителя в активной зоне, что обеспечивает нормальный переход от принудительной циркуляции теплоносителя к естественной в случае выхода из строя циркуляционных насосов.

Наряду с этим необходимо обеспечить отвод тепла от других реакторных узлов и конструкций, в которых оно выделяется. Хотя количество этого тепла сравнительно невелико, его надежный отвод в ряде случаев не менее важен, чем от твэлов.

В реакторах на тепловых нейтронах заметное количество тепла выделяется в замедлителе. Можно считать, что вся кинетическая энергия нейтронов в процессе замедления рассеивается в виде тепловой энергии в замедлителе. Кроме того, в нем выделяется тепло в результате поглощения первичного и вторичного γ-излучения. Это основные составляющие энерговыделения в замедлителе, которые в сумме дают около 6% полного энерговыделения в реакторе. Теми же процессами определяется энерговыделение и в отражателе, непосредственно примыкающем к активной зоне.

Для водо-водяных реакторов нет необходимости специально оценивать энерговыделение в замедлителе и отражателе, так как здесь вода выполняет одновременно и роль теплоносителя. Иное дело в тяжеловодных реакторах, где замедлитель и отражатель, как правило, разделены с теплоносителем. Более того, как отмечалось в гл. 4, температуру тяжелой воды в межканальном пространстве целесообразно поддерживать ниже 100° С. Для этого предусматривается автономный контур охлаждения, который рассчитывается исходя из энерговыделения в тяжелой воде, выполняющей одновременно роль замедлителя и отражателя. При оценке энерговыделений в тяжелой воде, расположенной в межканальном пространстве реакторов этого типа, необходимо учитывать также некоторый сток тепла от более горячего теплоносителя, омывающего ТВС.

Особенно важно правильно организовать отвод тепла от графитовой кладки. Графитовая кладка весьма массивная, и в ней могут возникать большие градиенты температур и значительные термические напряжения. Высокие температуры приводят к охрупчиванию, уменьшению теплопроводности и распуханию графита. В зависимости от типа графитового реактора по-разному решается проблема охлаждения графитовой кладки. В газоохлаждаемых реакторах корпусного типа графитовая кладка охлаждается основным теплоносителем. В магноксовых низкотемпературных реакторах и усовершенствованных типа AGR сток тепла от графитовой кладки обеспечивается теплоносителем, протекающим не только через технологические каналы, но и через зазоры самой графитовой кладки как замедлителя, так и отражателя. При этом максимальная температура теплоносителя в магноксовых реакторах не превышает 400° С, а в реакторах типа AGR ~ 650° С, что вполне обеспечивает допустимый уровень температуры графитовой кладки. В высокотемпературных графитовых реакторах

схема циркуляции теплоносителя более сложная. Обычно весь теплоноситель или его часть по специальным каналам поступает вначале для охлаждения графитового отражателя, а затем направляется в рабочие каналы для отвода тепла от твэлов и графитовой кладки активной зоны. В высокотемпературных реакторах (HTGR и THTR) движение теплоносителя нисходящее, его температура на выходе составляет около 750° С. Нисходящее движение теплоносителя обеспечивает более благоприятные условия работы приводов СУЗ и механизмов перегрузки топлива, имеющих обычно верхнее расположение.

В графитовых реакторах канального типа, охлаждаемых водным теплоносителем, графитовая кладка заполняется инертным газом с небольшим избыточным давлением, предотвращающим подсос воздуха и, следовательно, окисление графита. Сток тепла от графитовой кладки идет в основной теплоноситель, охлаждающий ТВС. При этом в реакторах типа АМБ максимальная температура графита составляет 700—750° С, что вполне допустимо. В реакторах РБМК-1000 максимальная температура графита заметно ниже и составляет 550—580° С. Это обусловлено, с одной стороны, тем, что температура в реакторах РБМК заметно ниже, чем в АМБ, а с другой — специальной конструкцией размещения труб технологического канала в вертикальных отверстиях графитовой кладки (рис. 7.4). Металлическая труба наружным диаметром 88 мм контактирует с графитовой кладкой, имеющей внутренний диаметр отверстий 114 мм, за счет установки разрезных графитовых упругих колец, которые поочередно плотно прилегают к трубе технологического канала и к графитовой кладке. Таким образом, сток тепла преимущественно идет за счет теплопроводности графита, а не газового зазора, заполняющего графитовую кладку.

Съем тепла в стержнях регулирования в реакторах корпусного типа надежно обеспечивается основным теплоносителем. В канальных реакторах охлаждение стержней СУЗ осуществляется от автономного контура, как, например, в реакторах типа РБМК. Энерговыделение в стержнях регулирования, как правило, весьма неравномерно по высоте, особенно при частичном погружении поглощающего стержня в активную зону (рис. 7.5). В этом случае в результате деформации плотности потока нейтронов по высоте наибольшее тепловыделение будет в нижней части стержня, а в верхней, расположенной вне активной зоны, энерговыделение будет сравнительно небольшим. В связи с этим могут возникнуть большие градиенты температуры по высоте стержня и его деформация. Так как зазоры между подвижными поглощающими стержнями и каналами, в которых они перемещаются, весьма малы, то уже сравнительно небольшие деформации

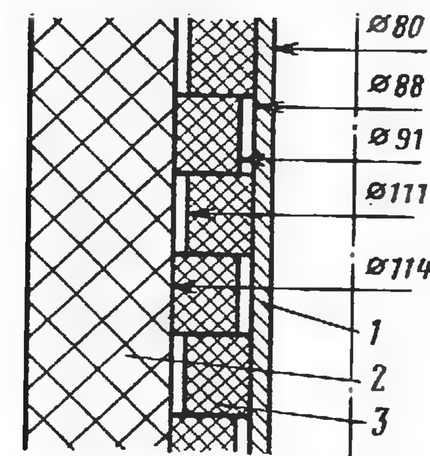


Рис. 7.4. Узел размещения трубы технологического канала в вертикальном отверстии графитовой кладки:
1 — труба технологического канала; *2* — графитовая кладка замедлителя; *3* — разрезные графитовые кольца

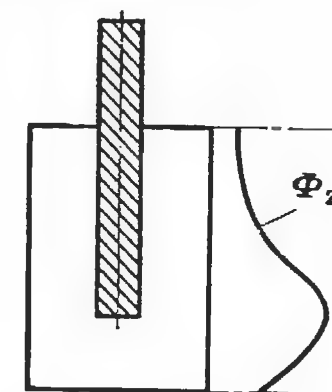


Рис. 7.5. Распределение плотности потока нейтронов по оси реактора Φ_z при частичном погружении поглощающего стержня

могут привести к заклиниванию стержней. Поэтому охлаждение подвижных поглощающих стержней должно быть весьма надежным.

Важно обеспечить равномерный теплоотвод от массивных металлических элементов, примыкающих к активной зоне, тепловыделение в которых обусловлено преимущественно первичным и вторичным γ-излучением, а в ряде случаев и γ-квантами, возникающими в результате реакции (*n*, γ) в самом материале. К таким элементам относятся опорные конструкции активной зоны, массивная верхняя крышка, которые должны по возможности омываться «холодным» теплоносителем.

Теплоотвод из зоны воспроизводства реакторов-размножителей осуществляется основным теплоносителем, поступающим из общей напорной камеры. При этом в соответствии с энерговыделениями в зоне воспроизводства и активной зоне расход теплоносителя профилируется. Через боковую часть зоны воспроизводства расход сравнительно невелик. Основная часть теплоносителя идет через активную зону и торцевые части зоны воспроизводства.

Заметное количество тепла выделяется в толстостенных корпусах, что может привести к значительным градиентам температуры и большим термическим напряжениям. Для ослабления потоков нейтронов и γ-квантов между корпусом реактора и активной зоной устанавливаются так называемые тепловые экраны. В водо-водяных реакторах тепловой экран представляет собой слои стали и воды. Вода замедляет быстрые нейтроны, не провзаимодействовавшие в активной зоне, а сталь хорошо поглощает γ-кванты и тепловые нейтроны. Суммарная эффективность теплового экрана выбирается из условий допустимых термических напряжений

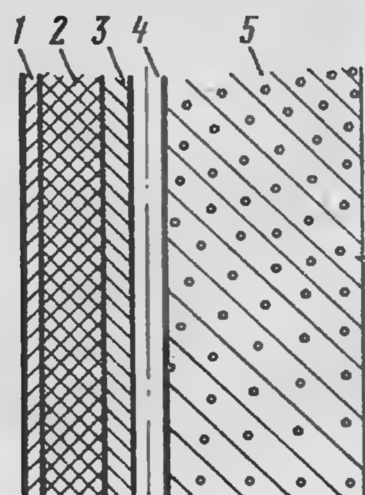


Рис. 7.6. Узел системы охлаждения корпуса из предварительно напряженного железобетона:
1 — тонкая металлическая обшивка; 2 — теплоизоляционный материал; 3 — металлическая обшивка железобетонного корпуса; 4 — трубы с охлаждающей водой; 5 — железобетонный корпус

в корпусе. Ослабление потока быстрых нейтронов, падающих на корпус, существенно еще в том отношении, что сталь под их действием охрупчивается, теряет пластичность, ухудшаются ее механические свойства, что происходит уже при флюенсе нейтронов $\sim 10^{20}$ см$^{-2}$. Кроме того, вода, омывая корпус реактора, отводит от него тепло.

В графитовых реакторах роль теплового экрана выполняют слои графита и стали с присадкой бора. Аналогичное сочетание материалов используется в реакторах с интегральной компоновкой первого контура в качестве нейтронной защиты, предотвращающей активацию теплоносителя второго контура.

Корпуса реакторов обычно омываются «холодным» теплоносителем, что особенно важно в высокотемпературных реакторах. В реакторах с натриевым теплоносителем для предотвращения возможных «тепловых ударов» используются внутренние металлические экраны, в зазоре между которыми и корпусом реактора протекает «холодный» теплоноситель.

Глубокого охлаждения требуют корпуса из предварительно напряженного железобетона, толщина которых достигает нескольких метров. Поскольку сам бетон на растяжение практически не работает, его температура по всей толще должна быть примерно одинаковой, не более 70° С. Для этого на границе между внутренней поверхностью железобетонного корпуса и металлической обшивкой устанавливается система труб, по которым прокачивается охлаждающаяся вода (рис. 7.6). Металлическая обшивка с внутренней стороны покрывается тепловой изоляцией.

Потоки нейтронов и γ-квантов проникают и за пределы корпуса реактора. Для их ослабления до допустимых значений, безопасных для обслуживающего персонала, предусмотрена биологическая защита — слой тяжелого бетона толщиной не менее 2—3 м. Взаимодействие нейтронов и γ-квантов с материалом защиты приводит также к энерговыделению в ней. Для сведения к минимуму температурных градиентов в бетоне имеется либо воздушное, либо водяное охлаждение.

Для снижения потоков нейтронов и γ-квантов, проникающих в бетонную защиту, в отечественных водо-водяных и графитовых реакторах устанавливается кольцевой бак с водой, выполняющий роль теплового экрана биологической защиты. Толщина бака с водой составляет 1000—1200 мм.

7.6. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА

В большинстве случаев активная зона реакторов имеет простую геометрическую форму: цилиндра, параллелепипеда или сферы. В однородной активной зоне, когда топливо и другие материалы равномерно распределены по объему, плотность потока нейтронов определяется следующими выражениями:

$$\Phi(r, z) = \Phi_0 J_0\left(\frac{2{,}405 r}{R}\right)\cos\frac{\pi z}{H} \qquad (7.21)$$

— для цилиндра в направлении радиуса r и оси z с началом координат в центре активной зоны эффективными радиусом R и высотой H;

$$\Phi(x, y, z) = \Phi_0 \cos\frac{\pi x}{A}\cos\frac{\pi y}{B}\cos\frac{\pi z}{C} \qquad (7.22)$$

— для прямоугольного параллелепипеда с эффективными сторонами A, B, C;

$$\Phi(r) = \frac{\Phi_0}{\pi r/R}\sin\frac{\pi r}{R} \qquad (7.23)$$

— для сферы эффективным радиусом R. Здесь всюду Φ_0 — максимальная плотность потока нейтронов в центре реактора.

В случае однородного реактора можно считать, что энерговыделение по объему пропорционально плотности потока нейтронов и определяется теми же выражениями. Отклонение от указанных закономерностей имеет место только при взаимодействии реакторных материалов с γ-квантами. Однако вклад этой составляющей в общее энерговыделение сравнительно невелик (в пределах нескольких процентов), и в цилиндрической активной зоне, наиболее характерной для гетерогенных реакторов, энерговыделение распределяется по закону

$$Q(r, z) = Q_0 J_0\left(\frac{2{,}405 r}{R}\right)\cos\frac{\pi r}{H}, \qquad (7.24)$$

т. е. в радиальном направлении оно изменяется в соответствии с функцией Бесселя нулевого порядка, а в осевом — по косинусоидальному закону (рис. 7.7). Как видно из рис. 7.7, энерговыделение неравномерно по объему, что обусловлено утечкой нейтронов с периферии активной зоны. Для оценки и учета неравномерности вводятся соответствующие коэффициенты, определяемые отношением максимального энерговыделения к среднему.

Коэффициент неравномерности по радиусу

$$k_r = Q_0/\bar{Q}_r, \qquad (7.25)$$

где среднее энерговыделение по радиусу по определению равно

10 Заказ № 3794

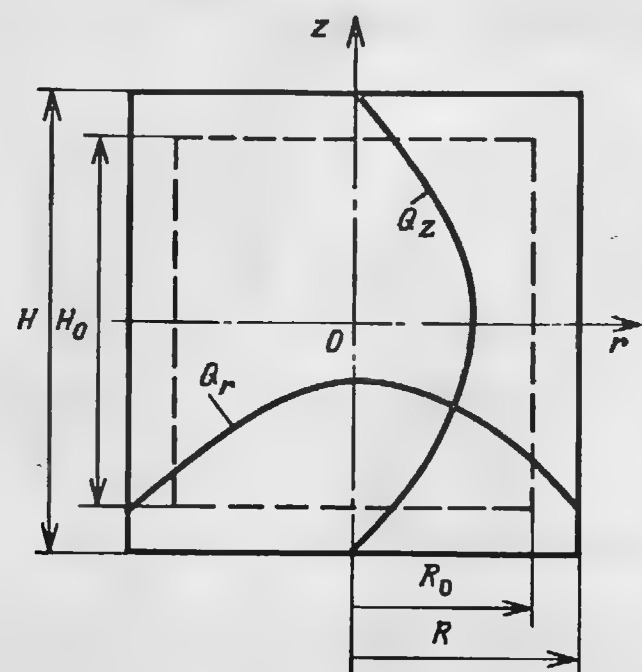


Рис. 7.7. Распределение энерговыделения по радиусу Q_r и высоте Q_z в однородной цилиндрической активной зоне

$$\bar{Q}_r=\frac{Q_0}{\pi R_0^2}\int_0^R J_0\left(\frac{2{,}405r}{R}\right)\times$$
$$\times 2\pi r\,dr=\frac{2Q_0R}{2{,}405R_0}\times$$
$$\times J_1\left(2{,}405\frac{R_0}{R}\right). \quad (7.26)$$

Здесь R_0 — радиус активной зоны, отличающийся от R на величину, равную эффективной добавке δ, т. е. $R_0=R-\delta$; J_1 — функция Бесселя первого порядка.

С учетом выражений (7.25) и (7.26) коэффициент неравномерности по радиусу записывается в виде

$$k_r=\frac{2{,}405R_0}{2RJ_1(2{,}405R_0/R)}. \quad (7.27)$$

Если пренебречь эффективной добавкой и положить $R_0\approx R$, то, имея в виду, что J_1 $(2{,}405)=0{,}52$, получим максимальное значение коэффициента неравномерности $k_r^{\text{макс}}=2{,}32$. Это означает, что центральный канал имеет тепловую нагрузку в 2,32 раза выше, чем средняя по радиусу. Из-за действия отражателя неравномерность немного меньше, и в зависимости от типа реактора, материала отражателя и размеров активной зоны она составляет $\sim 1{,}8$—$2{,}1$.

Аналогично коэффициент неравномерности по высоте определяется соотношением

$$k_z=Q_0/\bar{Q}_z, \quad (7.28)$$

где

$$\bar{Q}_z=\frac{Q_0}{H_0}\int_{-H_0/2}^{H_0/2}\cos\frac{\pi z}{H}dz=\frac{Q_0H}{\pi H_0}2\sin\frac{\pi H_0}{2H}.$$

С учетом последнего выражения коэффициент неравномерности по высоте можно записать так:

$$k_z=\pi H_0\Big/\left(2H\sin\frac{\pi H_0}{2H}\right). \quad (7.29)$$

Положив также $H_0\approx H$, получим $k_z^{\text{макс}}=\pi/2=1{,}57$. Реальный коэффициент неравномерности по высоте с учетом эффективной добавки составляет $\sim 1{,}35\div 1{,}50$.

Для однородного реактора коэффициенты неравномерности по высоте и по радиусу приближенно могут быть определены по формулам

$$k_r=2{,}32\left[1+2\delta/(R_0+\delta)\right]^{-1}; \quad (7.30)$$

$$k_z=1{,}57\left[1+2\delta/(H_0+2\delta)\right]^{-1}. \quad (7.31)$$

Таким образом, объемный коэффициент неравномерности только с учетом макрораспределения энерговыделения по объему активной зоны будет равен

$$k_V=k_rk_z=2{,}5\div 3{,}15. \quad (7.32)$$

Это означает, что энерговыделение в центре примерно в 3 раза выше, чем в среднем по активной зоне. В таком же соотношении находятся и удельные тепловые нагрузки. Если учесть, что допустимый тепловой поток не должен превышать максимального, то среднее энерговыделение и допустимое в данном случае находятся в соотношении 1:3. Очевидно, что выравнивание энерговыделения по объему активной зоны позволяет снять большую мощность с реактора при прочих равных условиях. При идеальном выравнивании средняя мощность становится равной максимальной и выигрыш был бы в 3 раза. Идеальное выравнивание применительно к ядерному реактору практически невозможно, так как ценность нейтронов в связи с вероятностью утечки в центре активной зоны и на периферии неодинакова. Тем не менее любое выравнивание, даже неполное, дает существенный экономический эффект, что особенно важно для энергетических реакторов.

В процессе работы реактора возможно самовыравнивание энерговыделения. Это особенно характерно для реакторов на тепловых нейтронах. Оно связано с тем, что отравление и шлакование более интенсивно идут там, где выше поток нейтронов. Вследствие этого происходит перераспределение нейтронов и к моменту очередной перегрузки энерговыделение несколько выравнивается. Однако это не дает того эффекта, которого можно добиться специальными мерами по выравниванию энерговыделения, например компоновкой активной зоны с неравномерными размножающими свойствами. Для компенсации утечки нейтронов концентрация ядерного топлива на периферии должна быть выше, чем в центральной зоне. Этого можно достичь различными способами, например загружая в активную зону топливо с различным обогащением либо переставляя его в процессе эксплуатации. На практике это делается перестановкой ТВС в процессе частичных

перегрузок, причем свежее топливо загружается на периферию активной зоны, а частично выгоревшее размещается в центральной области. Это так называемое зонное выравнивание, которое широко используется в ядерных энергетических реакторах. В этом случае на АЭС используется топливо одного обогащения, что является преимуществом зонного выравнивания. Необходимость использовать топливо различного обогащения возникает только при первоначальной загрузке реактора, а после выхода на стационарный режим работы она отпадает. Так, подпитка реакторов ВВЭР-440 производится ядерным топливом с обогащением 3,3%, а ВВЭР-1000—4,4%.

В гетерогенных реакторах при перестановке топлива из одной зоны в другую удается выравнять распределение энерговыделения в радиальном направлении. В современных мощных энергетических реакторах типа ВВЭР k_r удалось довести до ~1,35—1,4, а в реакторах РБМК до ~1,3. Неравномерность энерговыделения по высоте в этих реакторах только за счет действия отражателя примерно такого же порядка без каких-либо дополнительных средств. Однако иногда используют и дополнительные средства для выравнивания энерговыделения по высоте, например выгорающие поглотители, увеличивая их количество по мере удаления от торцов активной зоны к центральной плоскости. Для этой цели используются также укороченные поглощающие стержни.

Заметный перекос распределения нейтронов, а вследствие этого и энерговыделения, могут вызвать подвижные поглощающие стержни. Особенно это относится к «тяжелым» органам СУЗ, причем значительные локальные перекосы могут быть как по радиусу, так и по высоте активной зоны. Поэтому программа перемещения стержней СУЗ составляется из условий не только минимально возможных перекосов, но и с учетом возможного выравнивания. В этой связи наблюдается тенденция перехода от «тяжелых» органов СУЗ к более «легким», которые дают сравнительно небольшие перекосы распределения энерговыделения в окрестности самого стержня. Так, в реакторах ВВЭР осуществлен переход от поглощающих сборок типа нейтронной ловушки к кластерному регулированию. С помощью группового перемещения компенсирующих стержней можно добиться некоторого выравнивания распределения в радиальном направлении, а в водо-водяных кипящих реакторах — и по высоте.

Несмотря на принимаемые меры по выравниванию энерговыделения по объему реактора, особенно в радиальном направлении, неравномерность остается. Поэтому иногда приходится профилировать расход теплоносителя. В гетерогенных реакторах профилирование ведется только в радиальном на-

правлении в зависимости от энерговыделения по параллельным каналам. В этом случае максимальный расход теплоносителя через наиболее нагруженные каналы (ТВС) должен превышать средний в k_r раз, т. е.

$$G_{\text{макс}}=k_r G/N, \tag{7.33}$$

где G — средний расход теплоносителя через активную зону; N — число каналов в активной зоне.

Сравнительно просто осуществить профилирование в канальных реакторах, имеющих запорную и регулирующую арматуру по каждому каналу. В корпусных реакторах на входе в канал или ТВС можно устанавливать соответствующие дроссельные шайбы. Особенно важно профилировать расход в реакторах кипящего типа, при этом должно удовлетворяться условие равномерной генерации пара по параллельным каналам. В реакторах на быстрых нейтронах натриевый теплоноситель раздается обычно по параллельным каналам активной зоны и зоны воспроизводства из общего напорного коллектора. Очевидно, что расход теплоносителя через активную зону должен быть выше, чем через каналы зоны воспроизводства. Профилирование в этих реакторах осуществляется выбором различного проходного сечения в отверстиях хвостовика корпуса ТВС в зависимости от ее расположения. В водо-водяных реакторах без кипения на первом этапе их развития предусматривалось зонное профилирование. В настоящее время, когда определенными мерами добились того, что энерговыделение по радиусу на значительной части имеет плато, профилирование расхода не применяется.

7.7. ЛОКАЛЬНЫЕ И ТЕХНИЧЕСКИЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ НЕРАВНОМЕРНОСТИ

Наряду с макронеравномерностью, обусловленной утечкой нейтронов с периферии, имеют место микронеравномерности, связанные с гетерогенной структурой активной зоны. Это присуще прежде всего реакторам на тепловых нейтронах, в которых сечения поглощения материалов могут различаться на много порядков. Локальные неравномерности энергораспределения особенно заметно проявляются в реакторах с водным теплоносителем, так как обычная вода — сильный замедлитель, в котором нейтрон имеет чрезвычайно малый пробег в процессе замедления. Так, в реакторах типа ВВЭР, где вода выполняет роль одновременно замедлителя и теплоносителя, важно обеспечить равномерное распределение воды по сечению активной зоны. Однако на границе между ТВС периферийные твэлы находятся в более тяжелых условиях по сравнению с центральными, так как на их долю приходится больший объем

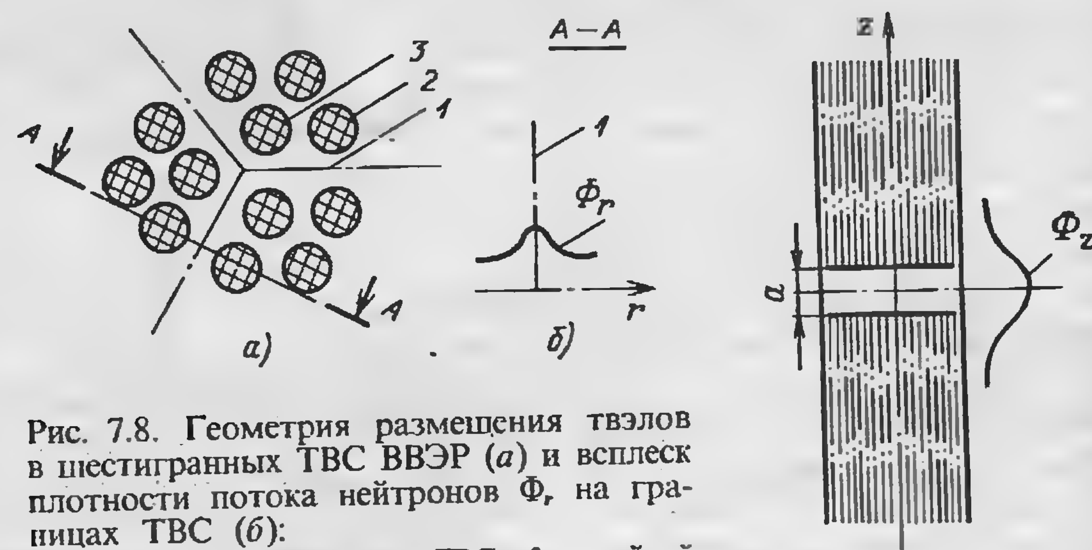


Рис. 7.8. Геометрия размещения твэлов в шестигранных ТВС ВВЭР (*а*) и всплеск плотности потока нейтронов $Ф_r$ на границах ТВС (*б*):

1 — граница шестигранных ТВС; *2* — крайний ряд твэлов; *3* — угловые твэлы

Рис. 7.9. Всплеск плотности потока нейтронов на стыке ТВС РБМК:

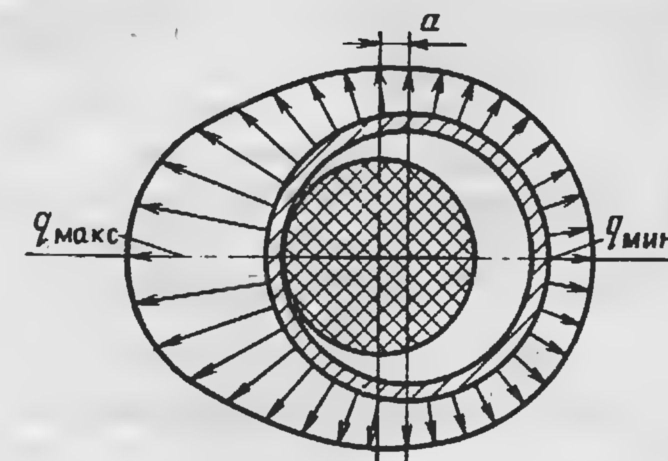
а — торцевой зазор между верхней и нижней ТВС; $Ф_z$ — всплеск осевой составляющей плотности потока нейтронов на стыке ТВС

воды по сравнению со средним. Более того, имеется неравномерность среди крайних твэлов. Наиболее напряженные — угловые твэлы. Это обусловлено заметным всплеском плотности потока тепловых нейтронов в зазорах между ТВС (рис. 7.8). В реакторах РБМК наряду с радиальной неравномерностью имеется всплеск плотности потока нейтронов на стыке двух ТВС, подвешенных в канале одна над другой (рис. 7.9). Неравномерность в пределах ТВС стремятся уменьшить за счет усовершенствования конструкции, а также путем уменьшения обогащения топлива в торцевых таблетках. Тем не менее она в пределах технологического канала или ТВС сохраняется и в расчетной практике учитывается соответствующим коэффициентом неравномерности $k_т$, который на современном этапе принимается для ВВЭР равным ~1,15 и для РБМК ~1,05.

Заметная локальная неравномерность обусловлена также неточностью изготовления отдельных узлов активной зоны и прежде всего неидентичностью отдельных твэлов и ТВС в целом. Так, реальные размеры твэлов отличаются от номинальных в пределах допусков. При отклонении, например, диаметра или толщины топливного сердечника в большую сторону в нем увеличивается количество делящегося нуклида, что приводит к отклонению локального энерговыделения и теплового потока. Это особенно характерно для пластинчатых и кольцевых твэлов. К тому же эффекту приводят отклонения от номинальных значений обогащения делящимся нуклидом, а для керамического топлива — еще и плотности таблеток. Для стержневых твэлов отклонения локальных тепловых потоков могут быть обусловлены эксцентриситетом

Рис. 7.10. Локальное изменение теплового потока *q*, обусловленное эксцентриситетом топливного сердечника:

а — смещение осей топливного сердечника и оболочки твэла; $q_{макс}$, $q_{мин}$ — максимальное и минимальное значения теплового потока



топливного сердечника относительно цилиндрической оболочки (рис. 7.10). Особенно велики они могут быть в твэлах с газовым зазором между сердечником и оболочкой. Эксцентриситет в распределении локальных тепловых потоков может быть вызван и разной толщиной стенок самих оболочек.

Различие размеров проходных сечений приводит к отклонениям расхода и скорости теплоносителя. А если учесть, что энерговыделение и тепловая нагрузка твэла не зависят от расхода теплоносителя, то это неизбежно приводит к отклонениям как подогрева самого теплоносителя, так и температурных перепадов по сечению. То же самое произойдет при возможных гидравлических разверках на входе теплоносителя в активную зону, особенно в реакторах больших размеров и с большим числом параллельных каналов. Различная шероховатость труб технологических каналов приводит к тому же эффекту.

Отклонения от номинальных значений возможны и в процессе эксплуатации, например изменение проходных сечений вследствие деформации различных элементов и твэлов в связи с температурными градиентами, возможными отложениями на поверхностях нагрева и другими обстоятельствами, характерными для реактора того или иного типа. Неточность градуировки датчиков и погрешности измерительной аппаратуры приводят к отклонениям теплофизических параметров от номинальных значений.

Перечисленные отклонения в значительной мере носят случайный характер, и детальный учет их возможен при наличии обширных статистических данных. Отклонения, связанные с неточностью изготовления, так называемые технологические причины, поддаются учету сравнительно проще, чем эксплуатационные, являющиеся наиболее неопределенными. В целом достаточно надежных исходных данных пока нет, и возможные отклонения параметров в неблагоприятную сторону учитываются пока с помощью так называемых *технических или механических коэффициентов неравномерности.*

В результате многочисленных оценок вводятся два коэффициента: коэффициент запаса $k_з$, учитывающий отклонения проходных сечений для теплоносителя, и коэффициент k_q, связанный с локальными отклонениями теплового потока. Первый из них оценивается равным примерно 10%, а второй — 15%, т. е. $k_з=1{,}1$; $k_q=1{,}15$. С учетом этого объемный коэффициент неравномерности определяется как

$$k_V=k_r k_z k_т k_з k_q \tag{7.34}$$

и для современных энергетических реакторов составляет около 2,5—3.

7.8. ОСТАТОЧНОЕ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЕ

После выключения реактора спад энерговыделения, связанного с мгновенными нейтронами, идет практически одновременно с изменением плотности потока нейтронов и уменьшается на много порядков по сравнению с номинальной мощностью. Однако энерговыделение, обусловленное β- и γ-излучением продуктов деления, накопившихся в твэлах за время работы реактора, спадает медленно и определяется формулами (7.1) и (7.2).

При использовании формул (7.1) и (7.2) необходимо знать связь полного числа делений с выработанной энергией за время работы реактора до выключения. Известно, что энергия 1 Вт·с соответствует $3{,}1\cdot10^{10}$ дел. Таким образом, зная время работы реактора и мощность, можно определить суммарную выработанную энергию, а по ней — полное число актов делений за время работы. Как видно, остаточное энерговыделение зависит от мощности реактора и времени его работы до выключения. При этом следует иметь в виду, что по мере накопления продуктов деления и их радиоактивного распада энерговыделение, обусловленное осколочной активностью, стабилизируется с течением времени после пуска реактора и остается на уровне 6—7% общей тепловой мощности.

Для оценочных расчетов спада остаточного энерговыделения после выключения реактора можно использовать формулу Вея — Вигнера, в которой вклад в энерговыделение β- и γ-излучений объединяются в одну общую группу. На основании многочисленных статистических данных спад энерговыделения, вызванного поглощением β-излучения, в расчете на одно деление аппроксимируется выражением

$$E_\beta(\tau)=1{,}4\tau^{-1,2}, \tag{7.35}$$

а поглощение γ-квантов

$$E_\gamma(\tau)=1{,}26\tau^{-1,2}. \tag{7.36}$$

Здесь $[E_i]=$ МэВ/(дел·с).

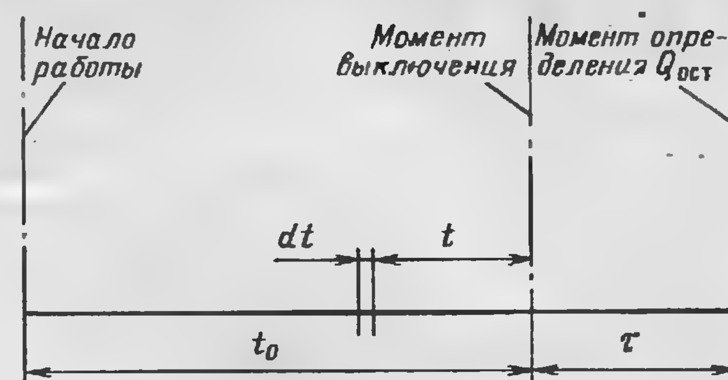


Рис. 7.11. К определению остаточного энерговыделения $Q_{ост}$ после выключения реактора:
t_0 — время работы реактора на мощности $Q_{тепл}$; τ — время после выключения реактора

Тогда суммарное энерговыделение

$$E(\tau)=E_\beta(\tau)+E_\gamma(\tau)=2{,}66\tau^{-1,2}. \tag{7.37}$$

В ядерном реакторе за время работы идет непрерывное деление большого числа ядер, при этом продукты деления непрерывно накапливаются и распадаются. После выключения реактора поток нейтронов спадает на много порядков и дальнейшим накоплением продуктов деления можно пренебречь.

Предположим, что реактор работал на мощности $Q_{тепл}$ в течение времени t_0 (рис. 7.11). Остаточное энерговыделение в фиксированный момент времени τ после выключения реактора, связанное с осколками деления, накопившимися в интервале времени dt, определяется выражением

$$dE=2{,}66\,(t+\tau)^{-1,2}\,dt.$$

Полное остаточное энерговыделение, обусловленное продуктами деления, накопившимися за время работы t_0, с учетом, что 1 МэВ $=1{,}6\cdot10^{-13}$ Вт·с и 1 Вт·с $=3{,}1\cdot10^{10}$ дел., записывается в виде

$$E(t_0,\tau)=2{,}66\cdot1{,}6\cdot3{,}1\cdot10^{-3}\int_0^{t_0}(t+\tau)^{-1,2}\,dt=$$
$$=6{,}6\cdot10^{-2}\left[\tau^{-0,2}-(t_0+\tau)^{-0,2}\right]. \tag{7.38}$$

Если реактор до выключения работал время t_0 (с) на мощности $Q_{тепл}$ (МВт), то остаточное энерговыделение $Q_{ост}$ (МВт) в любой момент времени τ (с) после выключения реактора можно определить по формуле

$$Q_{ост}=6{,}6\cdot10^{-2}Q_{тепл}\left[\tau^{-0,2}-(t_0+\tau)^{-0,2}\right]. \tag{7.39}$$

Погрешность определения остаточного энерговыделения по формуле (7.39) составляет $\pm25\%$ в диапазоне 10—10^5 с и $\pm50\%$ в диапазоне 10^{-1}—10^8 с.

В первый момент времени после выключения реактора, когда $\tau\ll t_0$, остаточное энерговыделение с достаточной степенью точности определяется выражением

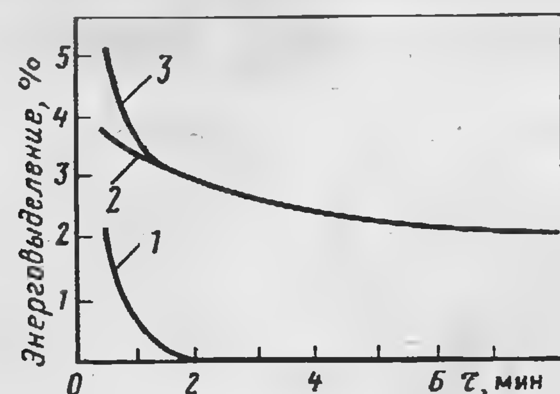


Рис. 7.12. Спад энерговыделения после выключения реактора:
1 — за счет мгновенной составляющей ($Q_{мгн}/Q_{тепл}$); 2 — за счет остаточного тепловыделения ($Q_{ост}/Q_{тепл}$); 3 — спад суммарного тепловыделения $\left(\frac{Q_{мгн}+Q_{ост}}{Q_{тепл}}\right)$

$$Q_{ост}=6{,}6\cdot10^{-2}Q_{тепл}\,\tau^{-0.2}. \qquad (7.40)$$

Сопоставляя выражения (7.37) и (7.40), видим, что спад энерговыделения, связанного с распадом радиоактивных продуктов деления, образовавшихся на коротком интервале времени, идет значительно быстрее, чем за длительный период, соответствующий продолжительности работы реактора. Это обусловлено все большим влиянием долгоживущих продуктов деления по сравнению с короткоживущими.

На рис. 7.12 приведены кривые спада энерговыделения в первые несколько минут, например после аварийного выключения реактора с введением отрицательной реактивности $\Delta k=0{,}02$. Как видно, в первые 1—2 мин еще заметен вклад за счет процессов деления, обусловленных запаздывающими нейтронами. Однако энерговыделение за счет осколочной активности $Q_{ост}$ уже к исходу первой минуты превышает мгновенную составляющую мощности $Q_{мгн}$ в несколько раз, а затем является определяющим и спадает чрезвычайно медленно. Следовательно, после выключения реактора еще длительное время требуется обеспечивать теплоотвод.

Глава 8

ТЕПЛОВОЙ РАСЧЕТ ГЕТЕРОГЕННОГО РЕАКТОРА ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ОДНОФАЗНЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

8.1. ОСНОВНЫЕ ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Основные исходные данные для теплового расчета реактора определяются в зависимости от поставленной задачи. Различают поверочный и конструкторский расчет. Задача поверочного теплового расчета заключается в определении основных теплотехнических параметров при известном конструкционном оформлении реактора и заданной мощности. Конструкторский

расчет предполагает выбор конструкционного оформления, поверхности нагрева и определение единичной мощности при известных параметрах и ограничениях по их предельно допустимым значениям. Он проводится обычно на стадии создания и оптимизации того или иного типа реактора и предполагает проведение многовариантных расчетов, что присуще конструкторским разработкам.

В этой и последующих главах излагается методика, соответствующая поверочному расчету. Однако это не исключает проведения вариантных расчетов, необходимых при совершенствовании конструкции, которые позволяют глубже осмыслить взаимосвязь тех или иных исходных данных с параметрами, определяющими теплотехническую надежность.

Тип реактора выбирают исходя из назначения ЯЭУ с учетом отработанной технологии изготовления основных узлов и агрегатов, наличия реакторных материалов и многих других факторов. На основе опыта эксплуатации принимаются основные конструкционные характеристики: структура активной зоны, шаг решетки, конструкция и размеры ячейки. Выбираются схема теплоотвода и основные исходные параметры теплоносителя. При проведении расчета варьируются, например, шаг решетки, проходное сечение для теплоносителя, удельное энерговыделение и другие определяющие параметры. Оптимальный вариант выбирается на основе результатов вариантных теплогидравлических, а в конечном итоге и нейтронно-физических расчетов путем сопоставления полученных данных с предельно допустимыми значениями, определяющими теплотехническую надежность и ядерную безопасность работы. При этом запасы до предельно допустимых значений должны выбираться с учетом как надежности и безопасности, так и экономических показателей.

Один из исходных параметров — единичная мощность реактора, которая выбирается исходя из потребностей и емкости энергосистемы с учетом целого ряда ограничивающих факторов. К ним относятся конструкционные ограничения, связанные с возможностью изготовления и транспортирования оборудования, экономические факторы, определяемые в значительной мере техническим водоснабжением, надежностью и безопасностью работы реактора.

Перейдем непосредственно к поверочному расчету. Предположим, что задана электрическая мощность ЯЭУ $Q_{эл}$. Тогда тепловая мощность реактора определяется соотношением

$$Q_{тепл}=Q_{эл}/\eta, \qquad (8.1)$$

где η — КПД брутто ЯЭУ, который колеблется в широких пределах и принимается на основе имеющихся данных для выбранного типа реактора и установки (см. таблицы основных

характеристик ядерных энергетических реакторов в гл. 2—6). Задаваясь удельным энерговыделением q_V, можно определить объем активной зоны:

$$V = Q_{\text{тепл}} / q_V. \qquad (8.2)$$

Величина q_V в зависимости от типа реактора изменяется в весьма широких пределах.

Тип реактора	q_V, МВт/м³
Водо-водяные с водой под давлением	80—110
Водо-водяные кипящие	40—50
Графитовые с водным теплоносителем	4—6,5
Газографитовые:	
магноксовые	0,8—1,0
усовершенствованные	3—5
высокотемпературные	6—9
Тяжеловодные	6—10
На быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем	400—500

Как видно, она колеблется в определенных пределах и для конкретного типа реактора. Поэтому значение q_V должно быть, как правило, варьируемым.

Для цилиндрической активной зоны, задаваясь соотношением между высотой H_0 и диаметром D_0, можно определить их значения из выражения

$$V = \pi D_0^2 H_0 / 4. \qquad (8.3)$$

Минимальная утечка нейтронов через поверхность цилиндрической активной зоны наблюдается при соотношении

$$H_0 = (0{,}8 \div 0{,}9)\, D_0. \qquad (8.4)$$

Она определяется минимальной поверхностью на единицу объема цилиндрической геометрии. Наиболее экономична в отношении минимальной утечки нейтронов шаровая геометрия активной зоны, которая легко может быть реализована в гомогенных реакторах. В гетерогенных реакторах предпочтительнее цилиндрическая форма активной зоны.

При компоновке активной зоны конкретного реактора иногда приходится отступать от наиболее выгодного соотношения, определяемого выражением (8.4). Например, в водо-водяных реакторах, стремясь повысить единичную мощность, в транспортируемом по железной дороге корпусе отношение H_0/D_0 для ВВЭР-1000 приняли равным 1,12. И наоборот, в реакторах на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем активная зона существенно «приплюснута». Так, в реакторе БН-600 $H_0/D_0 = 0{,}37$. Это обусловлено тем, что при упуске натриевого теплоносителя из активной зоны пустотный ко-

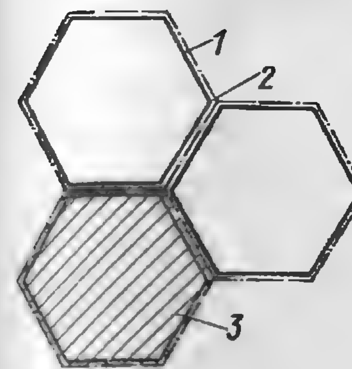


Рис. 8.1. К определению площади ячейки в ВВЭР:
1 — площадь шестигранной ТВС; *2* — зазор между ТВС; *3* — площадь ячейки, приходящаяся на одну ТВС

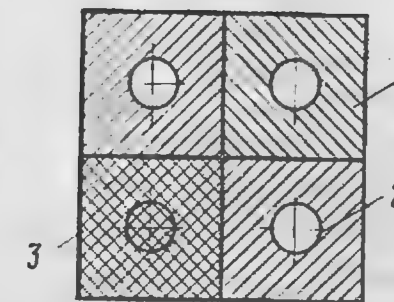


Рис. 8.2. К определению площади ячейки в графитовых реакторах:
1 — площадь блока графитовой кладки; *2* — осевое отверстие для ТВС; *3* — площадь ячейки

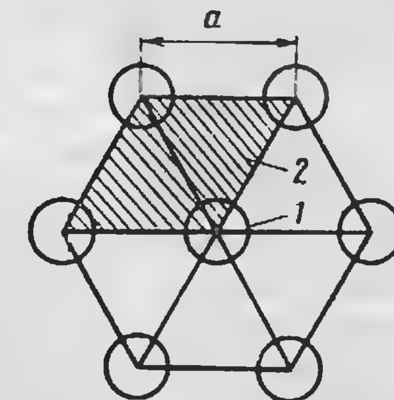


Рис. 8.3. К определению площади ячейки в тяжеловодных реакторах:
1 — труба каландра; *2* — площадь ячейки; *a* — шаг решетки

эффициент реактивности не должен попасть в область положительных значений.

ТВС вместе с прилегающим к ней замедлителем составляет ячейку активной зоны. Число ячеек N определяется из соотношения

$$N = \pi D_0^2 / 4 f_{\text{яч}}, \qquad (8.5)$$

где $f_{\text{яч}}$ — площадь, занимаемая одной ячейкой. В отечественных водо-водяных реакторах — это площадь шестигранной ТВС с учетом зазора между ними (рис. 8.1), а в графитовых — площадь одного графитового блока, обычно квадратной или шестигранной формы, включая осевое отверстие для ТВС (рис. 8.2), а иногда и более сложной формы, включая каналы для стержней СУЗ (см. рис. 3.12). В тяжеловодных реакторах ячейка включает в себя трубу каландра и относящийся к ней тяжеловодный замедлитель (рис. 8.3). В реакторах на быстрых нейтронах ячейкой является площадь ТВС.

Расход теплоносителя через реактор определяется соотношением

$$G = Q_{\text{тепл}} / \Delta i, \qquad (8.6)$$

где $\Delta i = i_{\text{вых}} - i_{\text{вх}}$ — полный перепад энтальпии теплоносителя от входа в реактор ($i_{\text{вх}}$) до выхода из него ($i_{\text{вых}}$). Соответствующая энтальпия определяется по входным и выходным параметрам (давлению и температуре) теплоносителя. Если теплоемкость c_p в интервале указанных параметров изменяется слабо, как, например, в водо-водяных реакторах без кипения, где подогрев теплоносителя от входа до выхода невелик, то расход теплоносителя можно определять соотношением

$$G = Q_{\text{тепл}} / c_p \Delta T_{\text{т}}. \qquad (8.7)$$

Здесь c_p берется как среднее в интервале температуры теплоносителя на входе $T_{вх}$ и выходе $T_{вых}$.

Как видно, определение расхода теплоносителя связано с выбором перепада температуры — одного из ограничивающих факторов. Предельно допустимая температура на выходе зависит от ряда параметров. Для водо-водяных реакторов под давлением она ограничена запасом до температуры насыщения теплоносителя при данном давлении. В реакторах с газовым теплоносителем определяющей является допустимая температура оболочек твэлов или топливного сердечника. Температура теплоносителя на входе в реактор выбирается с учетом оптимального термодинамического цикла всей установки в целом.

При проведении теплогидравлических расчетов реакторов (без оптимизации всей установки в целом) температура теплоносителя на входе и выходе выбирается на основе опыта эксплуатации реактора данного типа. В зависимости от типа реактора перепад температуры колеблется в широких пределах. Так, при использовании водного теплоносителя он составляет 30—40° С, в случае газового теплоносителя он изменяется в широком диапазоне и составляет 200—400° С (см. таблицы основных характеристик в гл. 2—6).

Средняя скорость теплоносителя в каналах активной зоны определяется по формуле

$$w = G/s_{яч} N \rho, \tag{8.8}$$

где $s_{яч}$ — проходное сечение одной ячейки; ρ — плотность теплоносителя.

При необходимости профилирования расхода в зависимости от энерговыделения по радиусу максимальный расход через наиболее нагруженную ячейку

$$G_0 = G k_r / N, \tag{8.9}$$

где k_r — неравномерность энерговыделения по радиусу.

Выбор скорости теплоносителя, так же как и многих других параметров, ограничен. При использовании водного теплоносителя предельно допустимая скорость определяется динамическими нагрузками на внутрикорпусные устройства и для активной зоны составляет примерно 5,5—6,0 м/с. Такого же порядка предельная скорость и при использовании натриевого теплоносителя. В случае газового теплоносителя она ограничена затратами на перекачку и составляет десятки метров в секунду. В зависимости от параметров газового теплоносителя скорость колеблется в пределах примерно от 40 до 80 м/с и более. Поэтому для газовых реакторов характерны повышенные затраты на перекачку, что обусловлено стремлением увеличить скорость и давление газового теплоносителя для повышения эффективности теплоотвода.

Тепловой поток в расчете на единицу поверхности твэлов определяется соотношением

$$q_s = Q/F, \tag{8.10}$$

где F — площадь полной поверхности твэлов в активной зоне реактора; Q — энерговыделение в твэлах. Энерговыделение в твэлах меньше полной тепловой мощности на величину, равную количеству тепла, выделяемого в замедлителе, отражателе и других конструкционных материалах, омываемых теплоносителем. В энергетических реакторах, за исключением тяжеловодных, в которых замедлитель охлаждается автономным контуром, соотношение между энерговыделением в твэлах и полной тепловой мощностью обычно лежит в пределах

$$\varkappa = Q/Q_{тепл} = 0{,}92 \div 0{,}94. \tag{8.11}$$

Максимальный тепловой поток определяется выражением

$$q_s^{макс} = q_s k_V, \tag{8.12}$$

где k_V — объемный коэффициент неравномерности с учетом макроскопических, локальных и технических коэффициентов неравномерности. Полученное значение $q_s^{макс}$ должно быть меньше предельно допустимого или равно ему. В реакторах с водным теплоносителем предельно допустимое значение определяется запасом до критического теплового потока $q_{кр}$. Запас должен превышать погрешность, с которой определяется критический тепловой поток, равную 15—20%. При этом минимальный запас до критического теплового потока должен сохраняться (за исключением кратковременных отклонений) и в переходных режимах, связанных с аварийными ситуациями. Это особенно важно при уменьшении расхода теплоносителя, что приводит к снижению предельного значения мощности канала, при котором обеспечивается надежное охлаждение. Поэтому при нормальном режиме работы на номинальной мощности минимальный запас до кризиса, определяемый коэффициентом $k = q_{кр}(z)/q_s^{макс}(z)$, может составить 1,5—2.

В реакторах с газовым теплоносителем предельно допустимое значение теплового потока определяется последующим расчетом температурного режима твэлов, определяющего в конечном счете механическую прочность и коррозионную стойкость материала герметичных оболочек.

8.2. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПО ВЫСОТЕ ТВЭЛОВ

Для определения температурного режима твэлов обычно выделяется одна элементарная ячейка. Это либо наиболее нагруженный твэл, либо твэл в расчете на среднюю нагрузку активной зоны.

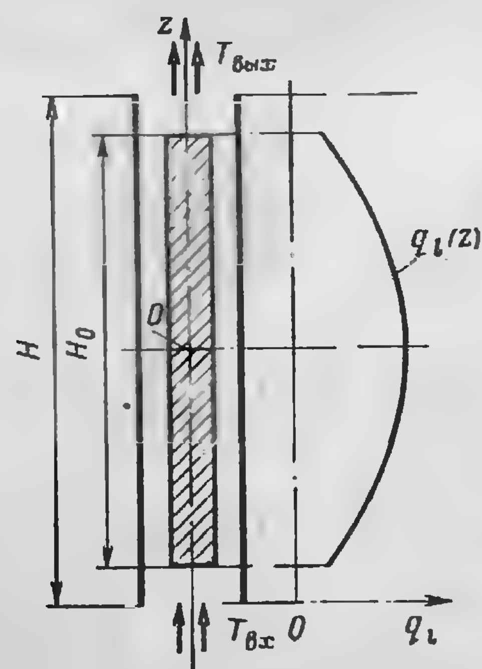


Рис. 8.4. К расчету распределения температуры по высоте твэла

Рассмотрим элементарную ячейку с одиночным стержневым твэлом, подъемным движением теплоносителя и симметричным тепловыделением по высоте канала (рис. 8.4). Температура теплоносителя по высоте канала в одномерном приближении и без растечки тепла вдоль оси определяется выражением

$$T_т(z) = T_{вх} + \int_{-H_0/2}^{z} \frac{q_l(z)\,dz}{Gc_p}, \tag{8.13}$$

где $q_l(z)$ — тепловой поток в расчете на единицу длины твэла. При симметричном энерговыделении по высоте он изменяется по закону, близкому к косинусоидальному:

$$q_l(z) = q_{l,0}\cos(\pi z/H), \tag{8.14}$$

где $q_{l,0}$ — тепловой поток в центральной плоскости активной зоны реактора. Для наиболее нагруженного твэла

$$q_{l,0} = Q_{тепл}k_V/(H_0 Nn), \tag{8.15}$$

а для твэла в расчете на среднюю нагрузку

$$q_{l,0} = Q_{тепл}k_z/(H_0 Nn), \tag{8.16}$$

где n — число стержневых твэлов в ТВС. Средний расход теплоносителя в расчете на один твэл в выражении (8.13) определяется соотношением

$$G = Q_{тепл}/(c_p \Delta T_т Nn). \tag{8.17}$$

Если свойства теплоносителя (в данном случае c_p) существенно изменяются по высоте, то уравнение (8.13) решается численным методом. Для этого канал делится по высоте на m участков, в пределах которых можно брать средние значения величины c_p для соответствующего интервала температур.

Рассмотрим решение уравнений (8.13) для твэла со средней тепловой нагрузкой в предположении $c_p = \text{const}$ по всей ее высоте, как это имеет место, например, для водо-водяных реакторов, подогрев теплоносителя в которых сравнительно невелик. С учетом этого температура теплоносителя по высоте твэла

$$T_т(z) = T_{вх} + \frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\left(\sin\frac{\pi z}{H} + \sin\frac{\pi H_0}{2H}\right). \tag{8.18}$$

Из условия симметричности теплового потока в предположении постоянства коэффициента теплоотдачи температура теплоносителя в центральной плоскости, т. е. при $z=0$,

$$T_т(0) = T_{вх} + \Delta T_т/2. \tag{8.19}$$

Сравнивая выражения (8.18) и (8.19) при $z=0$, получаем

$$\frac{\Delta T_т}{2} = \frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi H_0}{2H}. \tag{8.20}$$

Отсюда полный перепад температуры теплоносителя по высоте ТВС

$$\Delta T_т = \frac{2q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi H_0}{2H}.$$

С учетом (7.29) выражение для $\Delta T_т$ перепишется в следующем виде:

$$\Delta T_т = \frac{q_{l,0}H}{Gc_p k_z} = \frac{\bar{q}_l H_0}{Gc_p},$$

где $\bar{q}_l = q_{l,0}/k_z$ — средний тепловой поток в канале, который и определяет полный подогрев теплоносителя по всей высоте.

Окончательное выражение, определяющее температуру теплоносителя при косинусоидальном законе распределения энерговыделения по высоте твэла, можно записать как

$$T_т(z) = T_{вх} + \frac{\Delta T_т}{2} + \frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi z}{H}. \tag{8.21}$$

Температура наружной поверхности оболочки

$$T_{об}(z) = T_т(z) + \Delta T_\alpha(z). \tag{8.22}$$

Здесь $\Delta T_\alpha(z)$ — температурный перепад между наружной поверхностью оболочки твэла и теплоносителем, равный

$$\Delta T_\alpha(z) = \frac{\varkappa q_l(z)}{\Pi_{тепл}\alpha}, \tag{8.23}$$

где $\Pi_{тепл}$ — тепловой периметр твэла; α — коэффициент теплоотдачи; $\varkappa$ — коэффициент, учитывающий энерговыделение в твэле. Для энергетических реакторов $\varkappa$ лежит в интервале, определяемом соотношением (8.11).

Предполагая по-прежнему, что коэффициент теплоотдачи не изменяется по высоте твэла, с учетом (8.14) можем записать

$$\Delta T_\alpha(z) = \frac{\varkappa q_{l,0}}{\Pi_{тепл}\alpha}\cos\frac{\pi z}{H} = \Delta T_{\alpha,0}\cos\frac{\pi z}{H}. \tag{8.24}$$

Здесь $\Delta T_{\alpha,0}$ — температурный перепад между оболочкой твэла и теплоносителем в центральной плоскости реактора. Тогда

11 Заказ № 3794

температура наружной поверхности оболочки твэла по высоте канала определяется формулой

$$T_{об}(z)=T_{вх}+\frac{\Delta T_{т}}{2}+\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi z}{H}+\Delta T_{\alpha,0}\cos\frac{\pi z}{H}. \quad (8.25)$$

Как видно, температура оболочки по высоте твэла изменяется по более сложному закону, чем температура теплоносителя, при этом максимальная температура оболочки твэла, которая нас обычно интересует, находится не на выходе из канала, а в пределах активной зоны. Координата с максимальной температурой может быть определена из уравнения (8.25), если его продифференцировать по z и производную приравнять нулю:

$$\frac{dT_{об}(z)}{dz}=\frac{q_{l,0}}{Gc_p}\cos\frac{\pi z^*}{H}-\Delta T_{\alpha,0}\frac{\pi}{H}\sin\frac{\pi z^*}{H}=0,$$

где z^* — координата, в которой температура оболочки твэла максимальна. Из полученного выражения с учетом (8.20) имеем

$$\operatorname{tg}\frac{\pi z^*}{H}=\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi\Delta T_{\alpha,0}}=\frac{\Delta T_{т}}{2\sin\frac{\pi H_0}{2H}\Delta T_{\alpha,0}}. \quad (8.26)$$

Отсюда координата с максимальной температурой

$$z^*=\frac{H}{\pi}\operatorname{arctg}\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi\Delta T_{\alpha,0}}=\frac{H}{\pi}\operatorname{arctg}\frac{\Delta T_{т}}{2\Delta T_{\alpha,0}\sin(\pi H_0/2H)}.$$

Определив из этого уравнения z^* и подставив его значение в (8.25), получим максимальную температуру оболочки.

В вариантных расчетах иногда важно знать только максимальную температуру. Для ее определения преобразуем уравнение (8.25), учитывая, что

$$\sin\frac{\pi z^*}{H}=\operatorname{tg}\frac{\pi z^*}{H}\bigg/\sqrt{1+\operatorname{tg}^2\frac{\pi z^*}{H}};\quad \cos\frac{\pi z^*}{H}=1\bigg/\sqrt{1+\operatorname{tg}^2\frac{\pi z^*}{H}}.$$

Подставим последние выражения в (8.25); имея в виду уравнение (8.26), запишем максимальную температуру оболочки твэла как

$$T_{об}^{макс}=T_{вх}+\frac{\Delta T_{т}}{2}+\Delta T_{\alpha,0}\sqrt{1+\left(\frac{\Delta T_{т}}{2\Delta T_{\alpha,0}}\right)^2\bigg/\sin^2\frac{\pi H_0}{2H}}. \quad (8.27)$$

Если учесть, что в энергетических реакторах высота активной зоны H_0 значительно превышает эффективную добавку δ, то в формуле (8.27) отличием $\sin^2(\pi H_0/2H)$ от единицы можно пренебречь, и она приобретает вид

$$T_{об}^{макс}=T_{вх}+\frac{\Delta T_{т}}{2}+\Delta T_{\alpha,0}\sqrt{1+\left(\frac{\Delta T_{т}}{2\Delta T_{\alpha,0}}\right)^2}. \quad (8.28)$$

Это упрощение идет в запас расчета. Полученное выражение позволяет оценить максимальную температуру оболочки твэла, подсчитав предварительно только температурный перепад между оболочкой и теплоносителем в центральной плоскости реактора.

Температура топливного сердечника вдоль оси определяется выражением

$$T_{с}(z)=T_{т}(z)+\Delta T(z), \quad (8.29)$$

где $\Delta T(z)$ — полный температурный перепад, который определяется суммой температурных перепадов: в топливном сердечнике $\Delta T_{с}$, в зазоре между сердечником и оболочкой $\Delta T_{з}$, в оболочке твэла $\Delta T_{об}$ и за счет теплоотдачи от оболочки к теплоносителю ΔT_{α}, т. е.

$$\Delta T(z)=\Delta T_{с}(z)+\Delta T_{з}(z)+\Delta T_{об}(z)+\Delta T_{\alpha}(z). \quad (8.30)$$

Предполагая по-прежнему постоянными термические сопротивления по высоте канала во всех слоях по сечению, температуру сердечника по высоте канала можно определить по формуле

$$T_{с}(z)=T_{вх}+\frac{\Delta T_{т}}{2}+\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi z}{H}+\Delta T_0\cos\frac{\pi z}{H}, \quad (8.31)$$

где ΔT_0 — полный температурный перепад по всем указанным слоям в центральной плоскости реактора. Как видно, уравнение (8.31) полностью совпадает с выражением (8.25) и координата, в которой температура сердечника будет максимальной, определяется аналогично.

Аналогично записывается формула для определения максимальной температуры сердечника:

$$T_{с}^{макс}=T_{вх}+\frac{\Delta T_{т}}{2}+\Delta T_0\sqrt{1+\left(\frac{\Delta T_{т}}{2\Delta T_0}\right)^2} \quad (8.32)$$

(только вместо $\Delta T_{\alpha,0}$ подставляется ΔT_0).

На рис. 8.5 показано изменение температур теплоносителя, оболочки и топливного сердечника по высоте ТВС для реакторов типа ВВЭР (рис. 8.5, *а*) и AGR (рис. 8.5, *б*) при косинусоидальном законе распределения теплового потока $q_l(z)$ в расчете на среднюю тепловую нагрузку. Температура теплоносителя монотонно возрастает от входа до выхода, при этом ее приращение вблизи торцов реактора сравнительно слабое, так как мало энерговыделение. Максимальное приращение температуры теплоносителя наблюдается вблизи центральной плоскости. Это особенно отчетливо видно по кривой

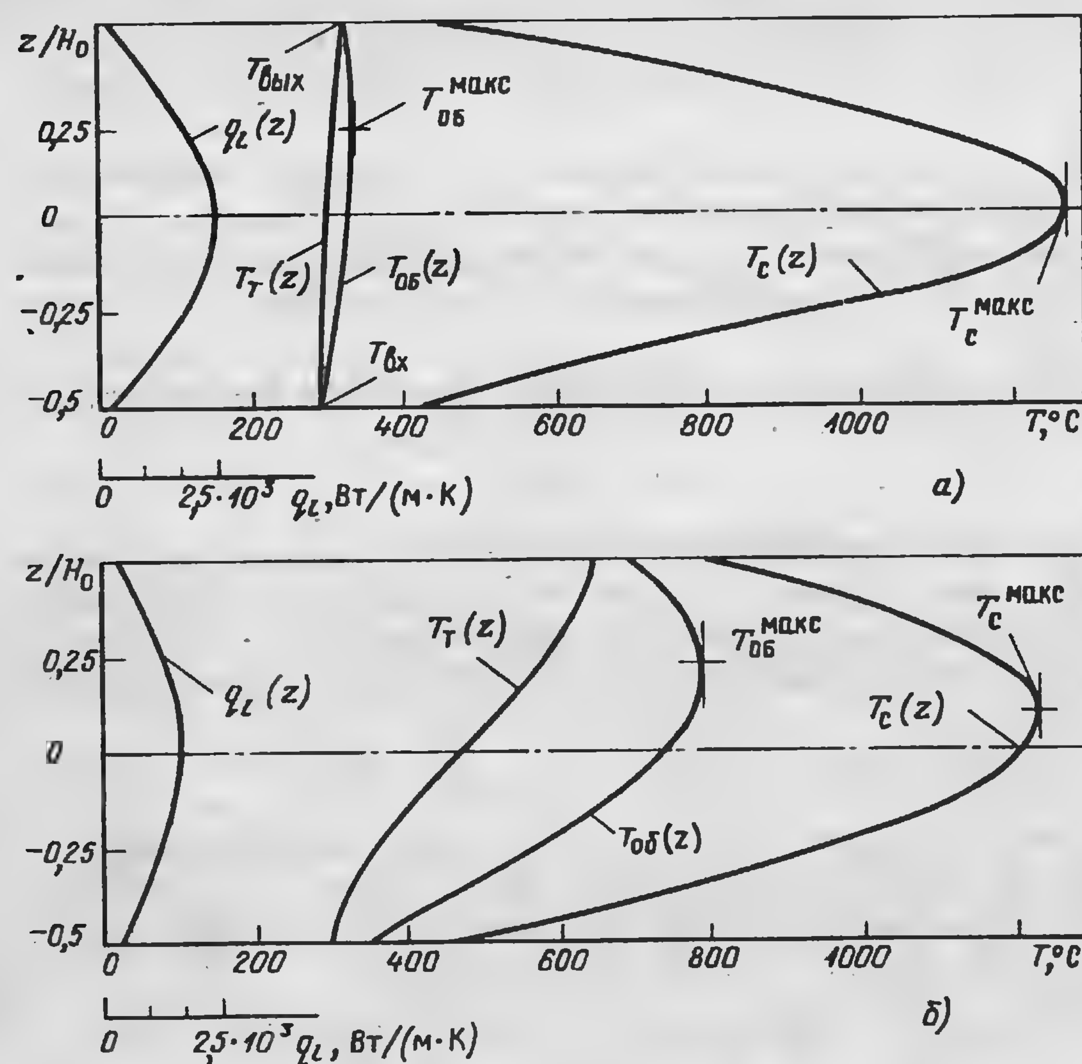


Рис. 8.5. Распределение температур теплоносителя, оболочки твэла и топливного сердечника по высоте канала для реакторов типа ВВЭР (*а*) и AGR (*б*) при косинусоидальном распределении теплового потока $q_l(z)$

$T_т(z)$ для реактора AGR (см. рис. 8.5, *б*), где подогрев теплоносителя велик и составляет $\Delta T_т = 350°$ С, т. е. на порядок больше, чем в ВВЭР. Температуры оболочки и топливного сердечника имеют максимумы, причем максимум температуры оболочки расположен выше максимума температуры сердечника. Это легко видеть из сопоставления формул (8.28) и (8.32), из которых вытекает, что максимумы температур лежат выше центральной плоскости, при этом в зависимости от соотношения подогрева теплоносителя $\Delta T_т$ и температурного перепада по сечению ($\Delta T_{\alpha,0}$ или ΔT_0) максимум температур будет ближе к выходу, если подогрев теплоносителя велик, или к центральной плоскости, если подогрев теплоносителя мал по сравнению с перепадом температуры по сечению. Так, для водо-водяных реакторов, в которых подогрев теплоносителя составляет около 30°, полный перепад температуры между сердечником и теплоносителем в расчете на среднюю тепловую нагрузку составляет около 1000° С. Поэтому в (8.32) $(\Delta T_т/2\Delta T_0)^2 \ll 1$ и максимум температуры топливного сердечника практически всегда расположен в центральной плоскости. В связи с этим она может быть определена из более простого выражения

$$T_c^{макс} = T_{вх} + \Delta T_т/2 + \Delta T_0. \qquad (8.33)$$

Иначе обстоит дело при определении максимальной температуры оболочки твэла в этих реакторах. В них вследствие высокого коэффициента теплоотдачи перепады температур $\Delta T_т$ и $\Delta T_{\alpha,0}$ соизмеримы и максимум температуры оболочки $T_{об}^{макс}$, определяемый формулой (8.28), лежит заведомо выше центральной плоскости.

В реакторах типа AGR отношения перепадов температур как в (8.28), так и в (8.32) одного порядка и максимумы температур наблюдаются выше центральной плоскости. При этом $T_{об}^{макс}$ всегда выше, чем $T_c^{макс}$, так как $(\Delta T_т/2\Delta T_{\alpha,0})^2 > (\Delta T_т/2\Delta T_0)^2$.

Очевидно, что в реакторах типа БН, охлаждаемых расплавленным натрием, максимальная температура оболочки твэла будет вблизи выходного сечения из активной зоны, так как $\Delta T_{\alpha,0}$ мало вследствие чрезвычайно высокого коэффициента теплоотдачи, а подогрев теплоносителя $\Delta T_т$ велик и $(\Delta T_т/2\Delta T_{\alpha,0})^2 \gg 1$. Максимальная температура сердечника даже при использовании керамического топлива заметно выше центральной плоскости активной зоны реактора.

В заключение следует отметить, что проведенный анализ выполнен в предположении постоянства термических сопротивлений по высоте и сечению канала. В действительности они могут заметно изменяться. В особенности это относится к топливному сердечнику, выполненному из диоксида урана, теплопроводность которого существенно зависит от плотности UO_2, температуры и длительности облучения в нейтронном поле. В настоящее время имеется ряд аппроксимационных формул, определяющих эту зависимость, например

$$\lambda_{UO_2} = \frac{55 \cdot 10^2}{560 + \Theta} + 0{,}942 \cdot 10^{-10}\Theta^3, \qquad (8.34)$$

где $[\lambda_{UO_2}] = $ Вт/(м·К); Θ — абсолютная температура, К. На рис. 8.6 приведена зависимость λ_{UO_2} от температуры.

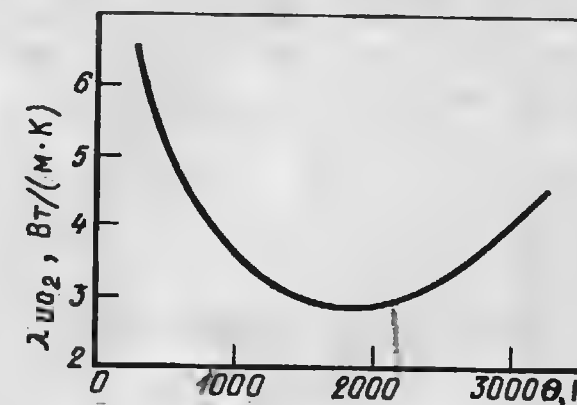


Рис. 8.6. Зависимость теплопроводности диоксида урана от температуры

При значительных подогревах теплоносителя, как это имеет место в газовых реакторах, может заметно изменяться коэффициент теплообмена по высоте канала. Все это в детальных расчетах необходимо учитывать путем разбиения канала на небольшие участки как по высоте, так и по сечению, в пределах которых теплофизические параметры можно принимать постоянными.

8.3. ТЕМПЕРАТУРНЫЙ ПЕРЕПАД ПО СЕЧЕНИЮ ЯЧЕЙКИ

Температурный перепад между оболочкой твэла и теплоносителем для любого сечения по высоте определяется выражением (8.23). В этой формуле тепловой периметр представляет собой смоченный периметр одиночного стержневого твэла:

$$\Pi_{\text{тепл}} = 2\pi r_2, \tag{8.35}$$

где r_2 — наружный радиус твэла (рис. 8.7). С учетом этого температурный перепад между оболочкой твэла и теплоносителем, например в центральной плоскости реактора, определяется формулой

$$\Delta T_{\alpha,0} = \frac{\varkappa q_{l,0}}{2\pi r_2 \alpha}. \tag{8.36}$$

Как видно, температурный перепад прямо пропорционален тепловому потоку и обратно пропорционален коэффициенту теплообмена. При $\alpha = \text{const}$ по высоте канала максимальный перепад при косинусоидальном законе распределения энерговыделения будет в центральной плоскости активной зоны реактора.

Пренебрегая энерговыделением в оболочке твэла, температурный перепад в ней для цилиндрической геометрии можно определить соотношением

$$\Delta T_{\text{об},0} = \frac{\varkappa q_{l,0}}{2\pi \lambda_{\text{об}}} \ln \frac{r_2}{r_1}, \tag{8.37}$$

где r_2 и r_1 — наружный и внутренний радиусы оболочки; $\lambda_{\text{об}}$ — теплопроводность материала оболочки.

Для металлических оболочек твэлов их толщина по сравнению с радиусом пренебрежимо мала. Поэтому с достаточной степенью точности вместо формулы (8.37) можно использовать более простое выражение

$$\Delta T_{\text{об},0} = \frac{\varkappa q_{l,0} \delta_{\text{об}}}{2\pi r_{\text{об}} \lambda_{\text{об}}}, \tag{8.38}$$

где $\delta_{\text{об}} = r_2 - r_1$, а $r_{\text{об}}$ — среднее значение радиуса оболочки.

Аналогичное выражение используется для определения температурного перепада в зазоре между оболочкой твэла и топ-

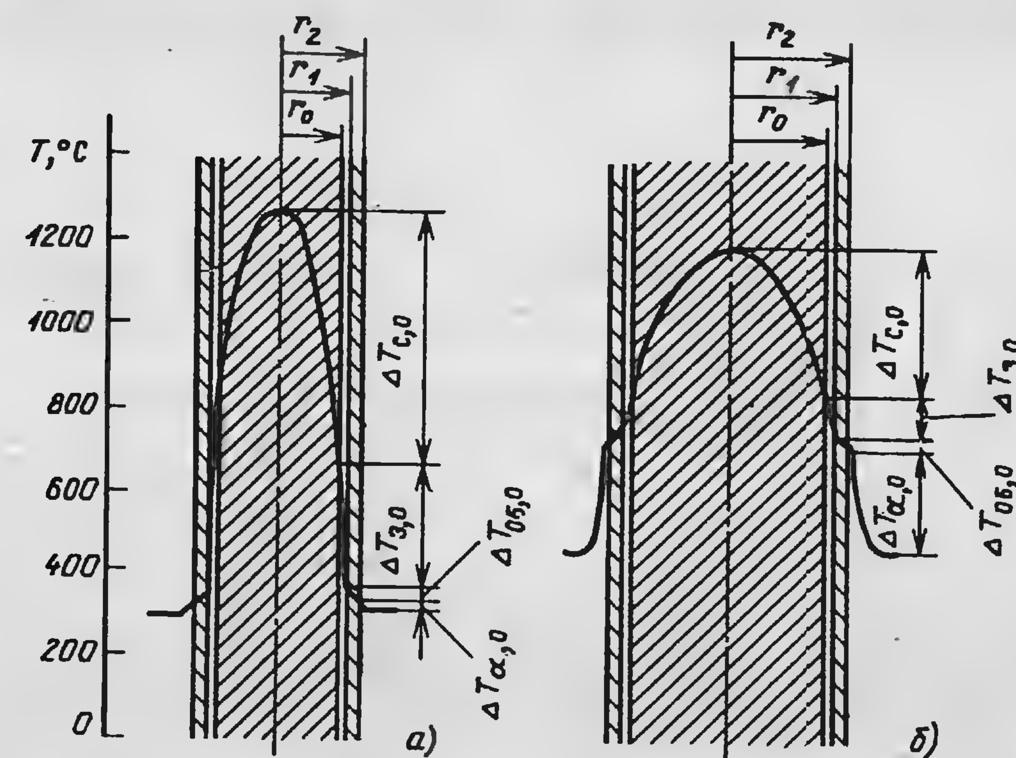


Рис. 8.7. Распределение температуры по сечению стержневого твэла реакторов типа ВВЭР (*а*) и AGR (*б*)

ливным сердечником:

$$\Delta T_{\text{з},0} = \frac{\varkappa q_{l,0} \delta_{\text{з}}}{2\pi r_{\text{з}} \lambda_{\text{з}}}. \tag{8.39}$$

Здесь толщина зазора $\delta_{\text{з}} = r_1 - r_0$ (см. рис. 8.7) составляет десятые или сотые доли миллиметра, поэтому упрощение тем более справедливо.

Распределение температуры в сердечнике твэла определяется с учетом внутренних источников тепла. При этом распределение энерговыделения по сечению сердечника неравномерно. Оно зависит от профиля распределения плотности потока нейтронов, значение которого в поверхностных слоях несколько выше, чем в толще сердечника. Если этим пренебречь, как это чаще всего делается, и взять среднее значение энерговыделения, то температурный перепад по толщине стержневого твэла записывается в виде

$$\Delta T_{\text{c},0} = \frac{\varkappa q_{l,0}}{4\pi \lambda_{\text{c}}}. \tag{8.40}$$

Здесь также предполагается, что теплопроводность сердечника $\lambda_{\text{c}} = \text{const}$. В противном случае температурный перепад следует определять для отдельного слоя с последующим суммированием, которое дает полный температурный перепад по сечению топливного сердечника.

Суммарный перепад температур по сечению стержневого твэла для центральной плоскости реактора

$$\Delta T_0=\Delta T_{\alpha,0}+\Delta T_{\text{об},0}+\Delta T_{\text{з},0}+\Delta T_{\text{c},0}=\frac{\varkappa q_{l,0}}{2\pi}\left(\frac{1}{r_2\alpha}+\frac{\delta_{\text{об}}}{r_{\text{об}}\lambda_{\text{об}}}+\right.$$

$$\left.+\frac{\delta_{\text{з}}}{r_{\text{з}}\lambda_{\text{з}}}+\frac{1}{2\lambda_{\text{c}}}\right). \qquad (8.41)$$

Для любого другого сечения $\Delta T(z)$ описывается аналогичным выражением, где вместо $q_{l,0}$ необходимо подставить соответствующее значение $q_l(z)$.

На рис. 8.7 приведено распределение температуры по сечению элементарной ячейки с одиночным стержневым твэлом для реакторов типа ВВЭР и AGR. Температурный перепад между оболочкой твэла и теплоносителем существенно зависит от вида теплоносителя и определяется тепловым потоком и коэффициентом теплоотдачи. Для газового теплоносителя (реактор AGR), коэффициент теплообмена которого сравнительно мал, температурный перепад в центральной плоскости составляет более 250° С. В этих реакторах предельно допустимое значение теплового потока выбирается исходя из температурного режима и прежде всего — из предельно допустимой температуры твэла. В реакторах с водным теплоносителем коэффициент теплоотдачи более чем на порядок выше. Но в них обычно выше допустимый тепловой поток. Поэтому температурный перепад может составлять несколько десятков градусов.

Перепад в металлической оболочке сравнительно мал, так как толщина ее обычно составляет доли миллиметра, а теплопроводность высокая.

Сравнительно велик температурный перепад (десятки и сотни градусов) в газовом зазоре между оболочкой и топливным сердечником, что обусловлено низкой теплопроводностью газа. Следует заметить, что газовый зазор между топливом и оболочкой существует лишь в начальный период работы твэла. Далее под действием термических расширений происходит растрескивание топлива и оно может войти в контакт с оболочкой твэла. Кроме того, по мере накопления газовых продуктов деления давление под оболочкой существенно возрастает. Все это затрудняет определение теплопроводности газового зазора. Очевидно, что она зависит от многих факторов: размера первоначального зазора, его диаметра, глубины выгорания, состава топлива. Как показали многочисленные эксперименты, одним из определяющих факторов является первоначальный зазор. На рис. 8.8 приведена зависимость проводимости контактного слоя $\alpha_{\text{з}}$ от отношения первоначального зазора $\delta_{\text{з}}$ к внутреннему диаметру оболочки d_1, которую можно использовать в расчетной практике.

Перепад в топливном сердечнике зависит от вида ядерного топлива. Для диоксида урана, получившего наибольшее при-

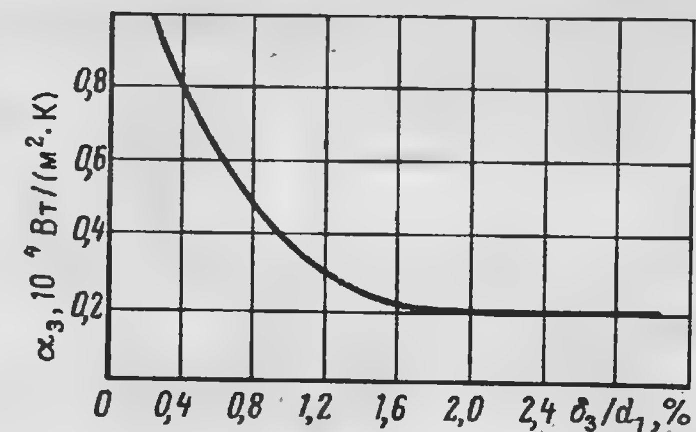


Рис. 8.8. Зависимость проводимости контактного слоя от отношения первоначального газового зазора к внутреннему диаметру оболочки

менение в энергетических реакторах, температурный перепад в расчете на среднюю нагрузку составляет 500—700° С (см. рис. 8.7), а для максимально нагруженного твэла он может быть около 1500° С. С точки зрения предельно допустимой температуры для диоксида урана ограничений, как правило, не возникает, так как его температура плавления равна ~2800° С. Однако вследствие весьма высокого температурного перепада появляются большие термические напряжения, которые могут привести к деформации твэлов, в особенности при неравномерном распределении температуры, вызванном эксцентриситетом. Низкая теплопроводность диоксида урана и высокий градиент температуры в топливном сердечнике приводят к аккумулированию большого количества тепла в твэлах. Это может вызвать неблагоприятные последствия, например при аварийных отключениях реактора, связанных с внезапным ухудшением теплоотвода, вследствие неизбежной растечки тепла по сечению и повышения температуры оболочки твэла.

В случае использования природного металлического урана полный температурный перепад по сечению твэла примерно на порядок меньше, чем при использовании диоксида урана. Это обусловлено высокой теплопроводностью топливного сердечника и сравнительно низкой предельно допустимой температурой природного металлического урана. Примерно при 660° С происходит, как уже отмечалось ранее, перестройка кристаллической структуры урана, сопровождающаяся увеличением объема. Для обеспечения допустимой температуры топливного сердечника, которая должна быть несколько ниже 660° С, требуется плотный контакт между оболочкой и сердечником. Поэтому в твэлах из металлического урана газовый зазор отсутствует. Это позволяет в сочетании с хорошей теплопроводностью металлического урана получить сравнительно небольшой температурный перепад от внутренней поверхности оболочки до центральной оси топливного сердечника. В связи с этим отпадает необходимость в газовом зазоре, так как температурные расширения оболочки твэла и топливного сердечника — одного порядка.

Наряду со стержневыми широко применяются кольцевые твэлы, сток тепла в которых может быть как внутрь, так и наружу или в обе стороны. Температурный перепад по сечению кольцевого топливного сердечника определим из уравнения теплопроводности

$$\nabla^2 T + q_V/\lambda = 0, \qquad (8.42)$$

где q_V — объемная плотность теплового потока в топливном сердечнике.

Предполагая по-прежнему $q_V = \text{const}$, связь между объемным и линейным тепловыделениями можем определить соотношением

$$q_V = q_l / \left[\pi\left(r_2^2 - r_1^2\right)\right], \qquad (8.43)$$

где r_1, r_2 — внутренний и наружный радиусы сердечника.

Уравнение теплопроводности в цилиндрических координатах имеет вид

$$\frac{d^2T}{dr^2} + \frac{1}{r} + \frac{dT}{dr} + \frac{q_V}{\lambda} = 0, \qquad (8.44)$$

или, преобразуя его, можем записать

$$\frac{1}{r}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dT}{dr}\right) = -\frac{q_V}{\lambda}. \qquad (8.45)$$

Предполагая, как и ранее, $\lambda = \text{const}$, после интегрирования уравнения (8.45) получаем

$$r\frac{dT}{dr} = -\frac{q_V}{2\lambda}r^2 + C_1. \qquad (8.46)$$

После второго интегрирования имеем

$$T(r) = -\frac{q_V}{4\lambda}r^2 + C_1 \ln r + C_2, \qquad (8.47)$$

где C_1 и C_2 — постоянные интегрирования, которые определяются из граничных условий в зависимости от схемы теплоотвода.

1. Теплоотвод идет только внутрь твэла. В этом случае при $r = r_2$ $dT/dr = 0$ и

$$C_1 = q_V r_2^2 / 2\lambda, \qquad (8.48)$$

а при $r = r_1$ T равна температуре на внутренней поверхности сердечника T_1 и с учетом (8.48)

$$C_2 = T_1 + \frac{q_V}{4\lambda}r_1^2 - \frac{q_V}{2\lambda}r_2^2 \ln r_1. \qquad (8.49)$$

Тогда полный температурный перепад

$$\Delta T = T_2 - T_1 = \frac{q_V}{4\lambda}\left[2r_2^2 \ln\frac{r_2}{r_1} - \left(r_2^2 - r_1^2\right)\right], \qquad (8.50)$$

где T_2 — температура наружной поверхности сердечника.

Если теперь вместо q_V подставить его значение из формулы (8.43) и учесть, что не все тепло выделяется в сердечнике, то температурный перепад запишется в виде

$$\Delta T_c = \frac{\varkappa q_l}{4\pi\lambda_c}\left(\frac{2r_2^2}{r_2^2 - r_1^2}\ln\frac{r_2}{r_1} - 1\right). \qquad (8.51)$$

2. Теплоотвод идет только наружу. В этом случае при $r = r_1$ $dT/dr = 0$ и

$$C_1 = q_V r_1^2 / 2\lambda, \qquad (8.52)$$

а при $r = r_2$ $T = T_2$ и

$$C_2 = T_2 + \frac{q_V}{4\lambda}r_2^2 - \frac{q_V}{2\lambda}r_1^2 \ln r_2. \qquad (8.53)$$

Используя теперь те же предпосылки, получаем

$$\Delta T_c = \frac{\varkappa q_l}{4\pi\lambda_c}\left(1 - \frac{2r_1^2}{r_2^2 - r_1^2}\ln\frac{r_2}{r_1}\right). \qquad (8.54)$$

3. Двусторонний теплоотвод. В этом случае максимальная температура T_0 будет внутри топливного сердечника на некотором радиусе r_0, от которого тепловой поток распределяется в двух направлениях: внутрь (q_{l_1}) и наружу (q_{l_2}), при этом вполне очевидно, что

$$q_l = q_{l_1} + q_{l_2}. \qquad (8.55)$$

Тогда температурный перепад между нейтральным радиусом r_0 и внутренним r_1, что соответствует стоку тепла от нейтрального радиуса внутрь, будет равен

$$\Delta T_{c_1} = \frac{\varkappa q_{l_1}}{4\pi\lambda_c}\left(\frac{2r_0^2}{r_0^2 - r_1^2}\ln\frac{r_0}{r_1} - 1\right), \qquad (8.56)$$

а между нейтральным и наружным радиусами (сток тепла от нейтрального радиуса наружу)

$$\Delta T_{c_2} = \frac{\varkappa q_{l_2}}{4\pi\lambda_c}\left(1 - \frac{2r_0^2}{r_2^2 - r_0^2} \times \ln\frac{r_2}{r_0}\right). \qquad (8.57)$$

На рис. 8.9 для произвольного сечения кольцевого твэла

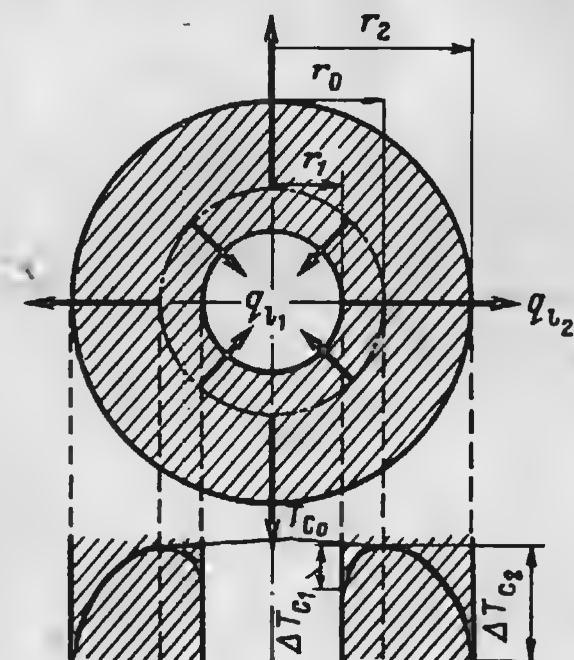


Рис. 8.9. Распределение температуры в сердечнике кольцевого твэла при двустороннем теплообмене

приведено качественное распределение температуры в сердечнике при теплоотводе в обе стороны. Очевидно, что при $q_{l_2} > q_{l_1}$ $\Delta T_{c_2} > \Delta T_{c_1}$.

8.4. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ЗАМЕДЛИТЕЛЯ В ГРАФИТОВЫХ РЕАКТОРАХ

Как уже отмечалось, в реакторах с графитовым замедлителем необходимо обеспечить теплоотвод от массивной графитовой кладки. Рассмотрим примерную схему расчета применительно к канальным графитовым реакторам. Расчет ведется на одну ячейку либо со средней тепловой нагрузкой, либо наиболее нагруженную. Для упрощения реальную ячейку, например квадратную, заменим эквивалентной круглой (рис. 8.10). Это существенно упрощает расчет без большого ущерба для точности.

В графитовой кладке выделяется около 6% полной тепловой мощности реактора. Тогда объемное энерговыделение в графите в расчете на одну ячейку со средней тепловой нагрузкой

$$q_V^{\text{гр}} = 0{,}06 Q_{\text{тепл}} / N V_{\text{яч}}^{\text{гр}}, \tag{8.58}$$

где $V_{\text{яч}}^{\text{гр}}$ — объем графита в ячейке.

Общее решение уравнения теплопроводности для выделенной цилиндрической ячейки имеет тот же вид, что и выражение (8.47). Для определения постоянных интегрирования C_1 и C_2 используются следующие граничные условия (см. рис. 8.10):

при $r = r_2$ $dT/dr = 0$ и

$$C_1 = q_V^{\text{гр}} r_2^2 / 2\lambda_{\text{гр}};$$

при $r = r_1$ $T(r_1) = T_{\text{гр}_1}$ и

$$C_2 = T_{\text{гр}_1} + \frac{q_V^{\text{гр}}}{4\lambda_{\text{гр}}} r_1^2 - \frac{q_V^{\text{гр}}}{2\lambda_{\text{гр}}} r_2^2 \ln r_1,$$

где $T_{\text{гр}_1}$ — температура графита на внутренней поверхности кладки.

Подставляя полученные значения для C_1 и C_2 в уравнение (8.47), получаем формулу для определения температуры графита:

$$T_{\text{гр}}(r) = T_{\text{гр}_1} + \frac{q_V^{\text{гр}} r_2^2}{4\lambda_{\text{гр}}} \left[2\ln\frac{r}{r_1} + \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^2 - \left(\frac{r}{r_2}\right)^2 \right]. \tag{8.59}$$

Если графитовая кладка плотно прилегает к трубе технологического канала, как, например, в реакторах типа РБМК (см. рис. 7.4), то $T_{\text{гр}}$ определяется из выражения

$$T_{\text{гр}_1} = T_{\text{т}} + \Delta T_\alpha + \Delta T_{\text{тр}},$$

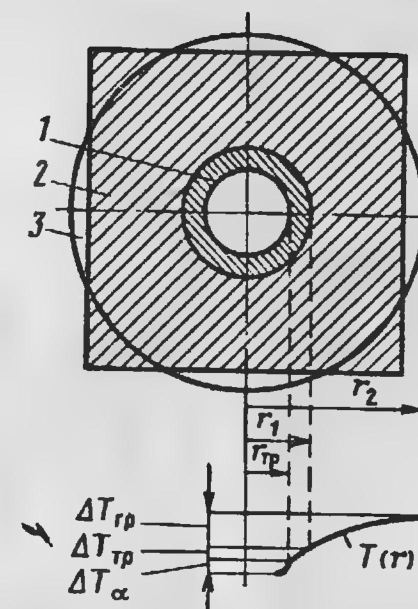


Рис. 8.10. Распределение температуры по сечению ячейки с графитовым замедлителем:
1 — труба технологического канала; 2 — графитовый блок; 3 — эквивалентная круглая ячейка

где ΔT_α — температурный перепад между теплоносителем и внутренней поверхностью трубы технологического канала, обусловленный теплообменом; $\Delta T_{\text{тр}}$ — температурный перепад в самой трубе.

На рис. 8.10 показано распределение температуры по сечению в пределах одной ячейки (включая теплоноситель, трубу технологического канала и графитовую кладку).

8.5. РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА В ТВС С КОЛЬЦЕВЫМИ ТВЭЛАМИ

Рассмотрим ТВС с кольцевым твэлом, двусторонним теплоотводом и одним, например восходящим, потоком теплоносителя (рис. 8.11). Теплоноситель общим расходом G поступает на вход в канал с температурой $T_{\text{вх}}$, омывает кольцевой твэл как внутри, так и снаружи и на выходе из твэла после смешения имеет температуру $T_{\text{вых}}$. Поскольку теплоотвод идет в обе стороны, внутри топливного сердечника устанавливается нейтральная поверхность, представляющая собой для любого сечения окружность радиусом r_0, на которой температура сердечника T_0 максимальна. При этом тепловой поток разделяется на два: q_{l_1} — направленный внутрь и q_{l_2} — направленный наружу.

В общем случае нейтральный радиус r_0 зависит от z, а температура теплоносителя во внутреннем канале $T_{\text{т}_1}(z)$ не равна температуре $T_{\text{т}_2}(z)$ во внешнем. Обычно задают размеры ТВС, температуру теплоносителя на входе и выходе твэла, суммарный расход, полный тепловой поток $q_l(z)$, а не известны нейтральный радиус $r_0(z)$, составляющие теплового потока $q_{l_1}(z)$ и $q_{l_2}(z)$, распределение расхода теплоносителя через внутренний канал G_1 и внешний G_2. Необходимо определить в конечном итоге распределение температур теплоносителя и оболочки твэла по высоте во внутреннем и внешнем каналах и температуру топливного сердечника $T_c(z)$.

Для любого сечения можно записать очевидное тождество

$$T_{\text{т}_1}(z) + [T_0(z) - T_{\text{т}_1}(z)] = T_{\text{т}_2}(z) + [T_0(z) - T_{\text{т}_2}(z)], \tag{8.60}$$

где $T_0(z) - T_{\text{т}_1}(z) = \Delta T_1$ и $T_0(z) - T_{\text{т}_2}(z) = \Delta T_2$ — суммарные температурные перепады между максимальной температурой на

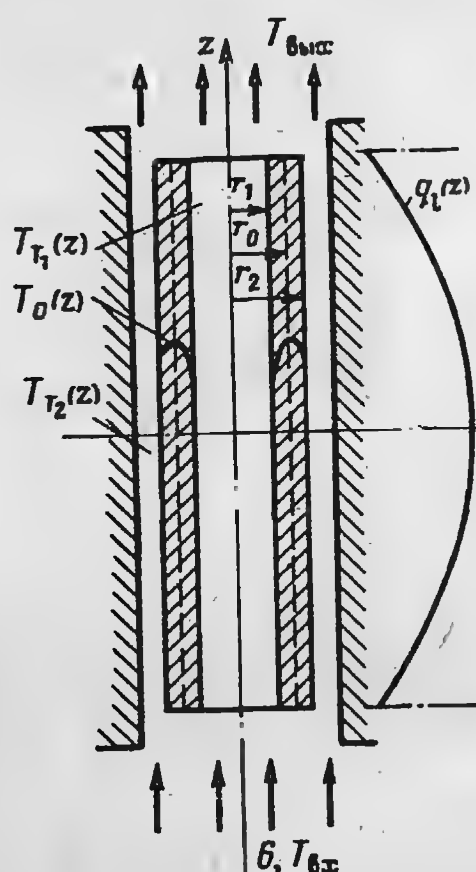


Рис. 8.11. К расчету температур по высоте ТВС с кольцевым твэлом, одним ходом теплоносителя и двусторонним теплоотводом

нейтральном радиусе и температурами теплоносителя, протекающего во внутреннем и внешнем каналах. Подставляя в выражение (8.60) вместо ΔT_1 и ΔT_2 их значения, получаем

$$T_{т_1}(z)+\frac{q_{l_1}(z)}{П_{т_1}\alpha_1}+\frac{q_{l_1}\delta_{об}}{П_{об_1}\lambda_{об}}+\frac{q_{l_1}\delta_з}{П_{з_1}\lambda_з}+\frac{q_{l_1}(z)}{4\pi\lambda_c}\left[\frac{2r_0^2(z)}{r_0^2-r_1^2}\ln\frac{r_0}{r_1}-1\right]=T_2(z)+\frac{q_{l_2}(z)}{П_{т_2}\alpha_2}+\frac{q_{l_2}\delta_{об}}{П_{об_2}\lambda_{об}}+\frac{q_{l_2}\delta_з}{П_{з_2}\lambda_з}+\frac{q_{l_2}(z)}{4\pi\lambda_c}\left[1-\frac{2r_0^2(z)}{r_2^2-r_0^2}\ln\frac{r_2}{r_0}\right]. \quad (8.61)$$

Здесь $П_{т_1}$, $П_{об_1}$, $П_{з_1}$ и $П_{т_2}$, $П_{об_2}$, $П_{з_2}$ — соответствующие тепловые периметры по теплоносителю, оболочке и газовому зазору во внутреннем и внешнем каналах; r_1 и r_2 — внутренний и наружный радиусы сердечника кольцевого твэла.

В уравнении (8.61) семь неизвестных: $T_{т_1}$, $T_{т_2}$, q_{l_1}, q_{l_2}, r_0, α_1, α_2. Для их определения необходимо сформулировать дополнительные условия. Вполне очевидно, что сумма тепловых потоков q_{l_1} и q_{l_2} равна общему тепловому потоку q_l:

$$q_l(z)=q_{l_1}(z)+q_{l_2}(z). \quad (8.62)$$

Если предположить, как и ранее, что объемное тепловыделение по сечению кольцевого твэла постоянно, то из (8.43) получаем

$$q_{l_1}=q_l\frac{r_0^2-r_1^2}{r_2^2-r_1^2} \quad \text{или} \quad q_{l_2}=q_l\frac{r_2^2-r_0^2}{r_2^2-r_1^2}. \quad (8.63)$$

Температура теплоносителя во внутреннем и внешнем каналах определяется уравнениями

$$T_{т_1}(z)=T_{вх}+\int_{z_{вх}}^{z}\frac{q_{l_1}(z)}{G_1c_p}dz; \quad (8.64)$$

$$T_{т_2}(z)=T_{вх}+\int_{z_{вх}}^{z}\frac{q_{l_2}(z)}{G_2c_p}dz. \quad (8.65)$$

Так как теплоноситель поступает во внутренний и внешний каналы из общего объема и выходит в общий объем, то распределение расходов G_1 и G_2 находим из условия равенства перепадов давления

$$\Delta p_1=\Delta p_2. \quad (8.66)$$

Следует иметь в виду, что перепад давления Δp в свою очередь зависит от температуры, особенно при значительном подогреве теплоносителя. При использовании водного теплоносителя, подогрев которого сравнительно невелик, влиянием температуры можно пренебречь. В этом случае

$$\Delta p=\left(\xi_м+\xi_{тр}\frac{H_0}{d_{эк}}\right)\frac{w^2\rho}{2}. \quad (8.67)$$

В случае газового теплоносителя, подогрев которого составляет обычно несколько сотен градусов, можно использовать следующую формулу, которая дает удовлетворительный результат до скоростей 100—150 м/с:

$$\Delta p=\left[\xi_м+\xi_{тр}\frac{H_0}{d_{эк}}+\frac{2(T_{вых}-T_{вх})}{T_{ср}}+2\ln\frac{p_{вх}}{p_{вых}}\right]\frac{w^2\rho}{2}. \quad (8.68)$$

В формулах (8.67) и (8.68) $\xi_м$ и $\xi_{тр}$ — коэффициенты местного сопротивления и сопротивления трения; H_0 и $d_{эк}$ — высота и эквивалентный диаметр канала; $p_{вх}$ и $p_{вых}$ — давление теплоносителя на входе и выходе твэла; w, ρ и $T_{ср}$ — скорость, плотность и средняя температура теплоносителя.

Дополнив выражение (8.66) очевидным равенством

$$G_1+G_2=G, \quad (8.69)$$

однозначно получим распределение расходов G_1 и G_2, а по ним найдем скорости теплоносителя w_1 и w_2 и коэффициенты теплообмена α_1 и α_2.

Таким образом, в уравнении (8.61) остается пять неизвестных величин, которые определяются с учетом выражений (8.62)—(8.65). Выразив в уравнении (8.61) все неизвестные, например, через r_0 или q_{l_1}, можно определить все искомые величины. Однако сложность расчета заключается в том, что q_{l_1} и q_{l_2}, закон изменения которых по z не известен, входят в подынтегральные выражения. Поэтому решение приходится производить численно. Для этого канал разбивается по высоте на k участков, в пределах которых можно положить, например, $r_0=\text{const}$.

Численный расчет ведется в такой последовательности. На входе первого участка $T_{т_1}(z_{вх})=T_{т_2}(z_{вх})$ и в уравнении (8.61) для входного сечения остаются три неизвестные величины: q_{l_1}, q_{l_2} и r_0. Используя теперь уравнения (8.62) и (8.63), выражаем q_{l_1} и q_{l_2} через r_0 и известную величину q_l, после

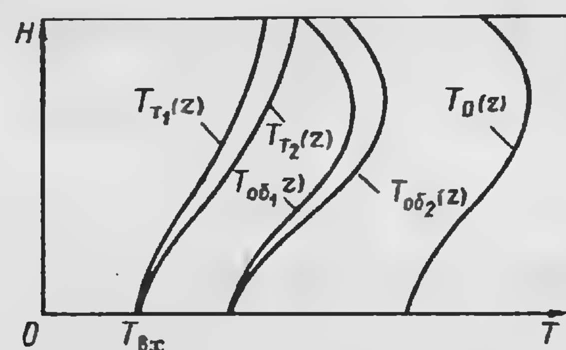


Рис. 8.12. Распределение температур теплоносителя, оболочки и топливного сердечника на нейтральной поверхности кольцевого твэла с двусторонним теплоотводом и одним ходом теплоносителя

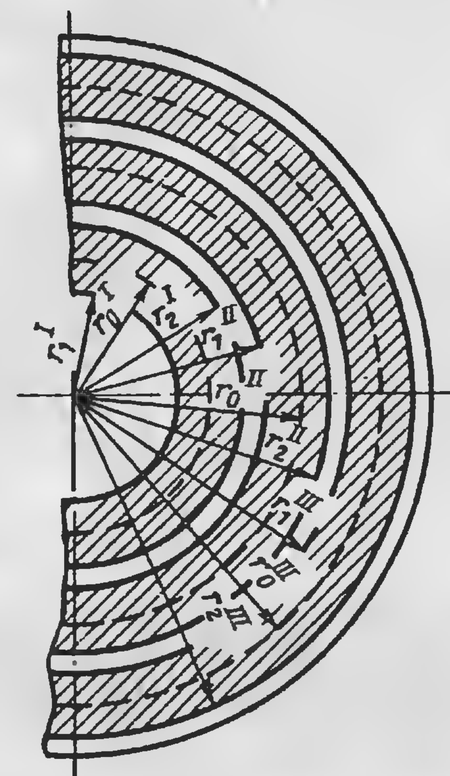


Рис. 8.13. Топливный канал с концентрически расположенными кольцевыми твэлами

чего из уравнения (8.61) однозначно определяем r_0 для входного сечения. Имея в виду теперь, что $r_0=\mathrm{const}$ в пределах всего первого участка, определяем по (8.63) q_{l_1} и q_{l_2} на этом участке, а из уравнений (8.64) и (8.65) находим $T_{т_1}$ и $T_{т_2}$ в конце первого участка, которые одновременно являются входными температурами для второго участка. Затем аналогично определяем r_0 по входному сечению второго участка и т. д. вплоть до выходного сечения. Зная распределение температур теплоносителя $T_{т_1}(z)$ и $T_{т_2}(z)$ и тепловых потоков $q_{l_1}(z)$ и $q_{l_2}(z)$, можно получить температуры оболочки $T_{об_1}(z)$ и $T_{об_2}(z)$ на внутренней и внешней поверхностях кольцевого твэла и температуру сердечника на нейтральном радиусе $T_0(z)$, используя уже известные соотношения (8.22), (8.23), (8.29) и (8.30).

Как уже отмечалось, в общем случае подогрев теплоносителя во внутреннем и внешнем каналах может быть неодинаковым, и тогда $T_{т_1}(z_{вых})\neq T_{т_2}(z_{вых})$. Лишь после смешения температура теплоносителя будет равна $T_{вых}$. Это может оказаться неблагоприятным с точки зрения температурного режима самого твэла. На рис. 8.12 показано качественное изменение температур по высоте канала с кольцевым твэлом для случая, когда температура теплоносителя и оболочки твэла во внутреннем канале заметно ниже, чем во внешнем. При этом очевидно, что твэл с внутренней стороны будет недогружен, а его наружная поверхность оказывается в более тяжелых условиях. Оптимизация температурного режима твэла ведется путем вариантных расчетов, заключающихся в перераспределении расходов теплоносителя G_1 и G_2 путем варьирования размеров проходных сечений внутреннего и внешнего каналов.

В реакторах с небольшим подогревом теплоносителя, имеющих в то же время большое термическое сопротивление по сечению твэла, изменением r_0 по высоте можно пренебречь, и расчет существенно упрощается. Значение r_0 определяется по входному сечению с использованием уравнений (8.61)—(8.63) и последующей оптимизацией температурного режима. При этом не требуется, как правило, разбиения на отдельные участки, так как $q_{l_1}(z)$ и $q_{l_2}(z)$ изменяются по такому же закону, что и суммарный тепловой поток $q_l(z)$, а $T_{т_1}(z)$ и $T_{т_2}(z)$ определяются аналитически из (8.64) и (8.65).

Кольцевые твэлы с двусторонним теплоотводом и одним ходом теплоносителя могут состоять из нескольких концентрически расположенных колец, например из трех, как показано на рис. 8.13. В этом случае в каждом кольцевом элементе установится нейтральная поверхность радиусами r_0^{I}, r_0^{II} и r_0^{III}. Сток тепла определяется тепловым потоком $q_{l_1}^{I}$ во внутреннем канале, $q_{l_2}^{I}$ и $q_{l_1}^{II}$ во втором (кольцевом) канале, $q_{l_2}^{II}$ и $q_{l_1}^{III}$ в третьем канале и $q_{l_2}^{III}$ во внешнем кольцевом канале. При этом тепловой поток всего технологического канала q_l с концентрически расположенными кольцевыми твэлами равен сумме тепловых потоков всех колец:

$$q_l=q_l^{I}+q_l^{II}+q_l^{III}, \qquad (8.70)$$

где каждый из них определяется исходными размерами и концентрацией (обогащением) ядерного топлива. Составляющие тепловых потоков в пределах каждого кольца связаны соотношениями, аналогичными (8.62) и (8.63).

Температура теплоносителя в каждом канале определяется соответствующим стоком тепла во внутренний, промежуточные и внешний каналы. Для каждого из этих каналов записываются уравнения вида (8.61), (8.64) и (8.65), которые решаются с учетом условия, записанного для перепадов давления, аналогично тому, как это делалось для одиночного кольцевого твэла.

В реакторах канального типа иногда возникает необходимость высвободить один торец активной зоны от подводящих коммуникаций теплоносителя. Подобная схема выполнена в реакторах типа АМБ на Белоярской АЭС им. И. В. Курчатова. В них использован сложный технологический канал (см. рис. 3.2) с подводом и отводом теплоносителя на верхнем торце.

Подобная схема может быть реализована при использовании кольцевого твэла, в котором теплоноситель поступает сначала, например, во внутренний канал, а затем после поворота в нижней части на 180° омывает кольцевой твэл с внешней стороны и отводится с того же торца (рис. 8.14). Движение теплоносителя может быть и обратным, однако это не отразится на работе твэла и методике расчета.

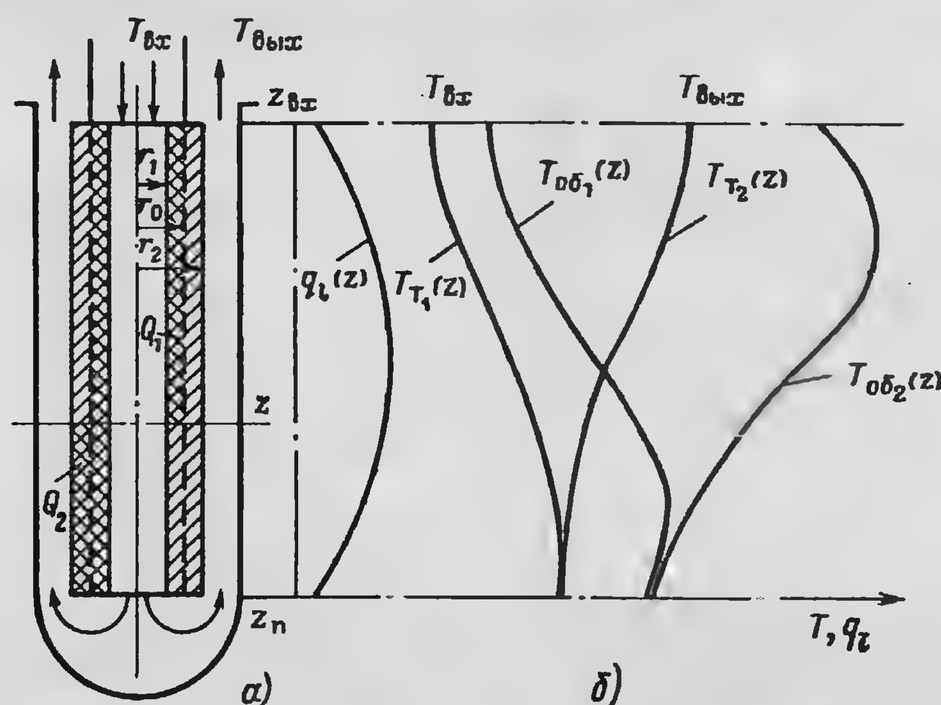


Рис. 8.14. К расчету температурного режима в канале с кольцевым твэлом, двусторонним теплоотводом и двумя ходами теплоносителя:
а—схема канала; *б*—распределение теплового потока и температур теплоносителя и оболочки твэла

Здесь, так же как и в предыдущем случае, реализуется двусторонний теплоотвод с образованием нейтральной поверхности радиусом $r_0(z)$ и тепловыми потоками $q_{l_1}(z)$ во внутреннем канале и $q_{l_2}(z)$ во внешнем. Однако поскольку теплоноситель последовательно омывает кольцевой твэл с внутренней и внешней сторон, система уравнений несколько упрощается. В исходном уравнении (8.61), которое справедливо для этого случая, коэффициенты теплообмена α_1 и α_2 однозначно определяются по известному расходу теплоносителя G. Неизвестные температуры $T_{т_1}(z)$ и $T_{т_2}(z)$ легко можно исключить из этого уравнения, так как

$$T_{т_2}(z) - T_{т_1}(z) = \int\limits_{z_п}^{z} \frac{q_l(z)}{Gc_p}\,dz, \qquad (8.71)$$

где $z_п$—координата в точке поворота, а выражение в правой части—известная величина.

Уравнение (8.71) вытекает из следующих соображений. Температура теплоносителя во внутреннем канале определяется выражением

$$T_{т_1}(z) = T_{вх} + Q_1/Gc_p, \qquad (8.72)$$

где Q_1—количество тепла, затраченного на подогрев теплоносителя на участке от $z_{вх}$ до z с внутренней стороны канала (см. рис. 8.14). Температура теплоносителя с внешней стороны твэла в том же сечении z определяется аналогично:

$$T_{т_2}(z) = T_{вх} + Q_2/Gc_p, \qquad (8.73)$$

где Q_2—количество тепла, пошедшего на подогрев теплоносителя на участке от $z_{вх}$ до $z_п$ с внутренней стороны от r_0 и далее от $z_п$ до z с внешней стороны (см. рис. 8.14). Таким образом, вычитая из (8.73) выражение (8.72), получаем уравнение (8.71).

В исходном уравнении (8.61), записанном для случая с двумя ходами теплоносителя, неизвестные температуры $T_{т_1}(z)$ и $T_{т_2}(z)$ с учетом (8.71) исключаются и остаются три неизвестных q_{l_1}, q_{l_2}, r_0, которые с учетом условий (8.62) и (8.63) определяются так же, как и для случая с одним ходом теплоносителя. После этого по известным уже соотношениям можно определить температуры теплоносителя и оболочек твэла с внутренней и наружной сторон (см. рис. 8.14) и температуру топливного сердечника.

8.6. РАСЧЕТ ТВС С ХОЛОСТЫМ ХОДОМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ (ТРУБКА ФИЛЬДА)

ТВС с холостым ходом теплоносителя могут быть использованы в реакторах, в которых один торец освобожден от коммуникаций теплоносителей. На рис. 8.15 показана схема канала с холостым ходом теплоносителя. При этом в зависимости от направления движения теплоносителя условия работы твэла заметно изменяются. По схеме на рис. 8.15, *а* теплоноситель поступает с температурой $T_{вх}$ во внутренний обогреваемый канал *1*. Его температура начинает возрастать за счет не только отвода тепла от твэла, но и перетечки тепла от более горячего теплоносителя в канале *2* к более холодному в канале *1*, и температура теплоносителя в точке поворота $T_т(z_п)$ окажется выше, чем на выходе из канала $T_{вых}$. При обратном ходе теплоносителя (рис. 8.15, *б*) перетечка тепла постоянно идет в обратном направлении—из канала *1* в канал *2*. В этом случае теплоноситель поступает в необогреваемый канал и температура его несколько возрастает вследствие перетечки тепла из канала *1* в канал *2*. Однако в точке поворота температура теплоносителя будет явно ниже, чем на выходе из канала, так как в результате перетечки тепла из канала *1* в канал *2* через разделительную стенку передается только часть тепла, отводимого теплоносителем от твэла. При этом следует заметить, что подогрев теплоносителя $\Delta T_т = T_{вых} - T_{вх}$ как в той, так и в другой схеме определяется в конечном итоге только тепловыделением в твэле.

Из анализа изменения температурного режима в канале с холостым ходом видны преимущества схемы на рис. 8.15, *б*,

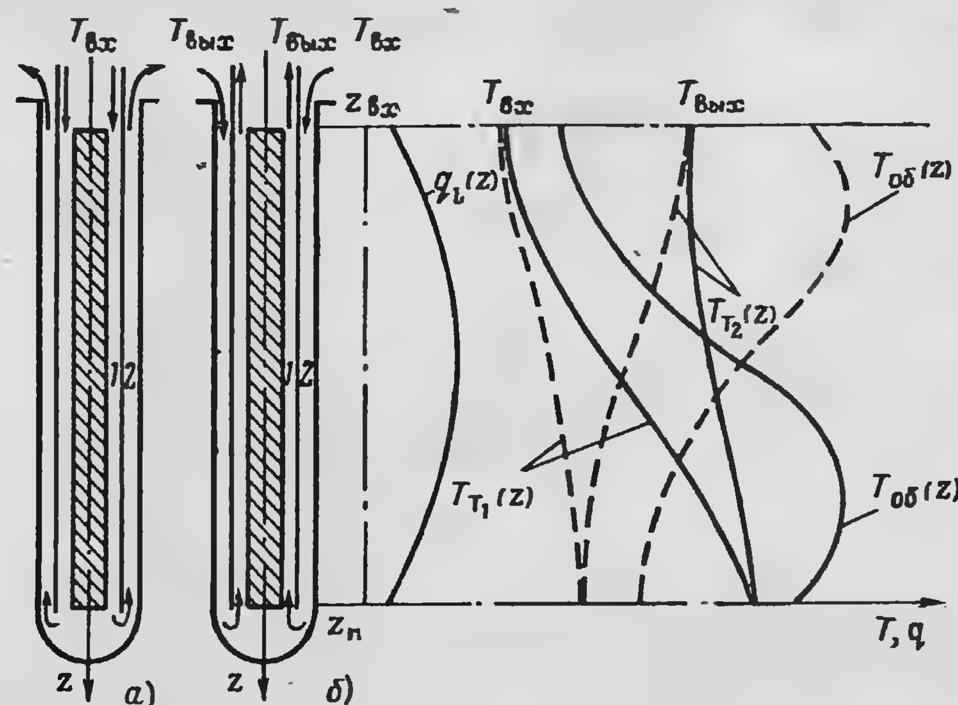


Рис. 8.15. К расчету температурного режима в каналах с холостым ходом теплоносителя:
а — теплоноситель сначала омывает твэл и выходит из канала холостым ходом (———); *б* — теплоноситель входит в холостой канал и затем омывает твэл (— — —)

так как в этом случае температура теплоносителя монотонно возрастает и твэл может оказаться в более благоприятных условиях в отношении тепловых нагрузок. При использовании схемы на рис. 8.15, *а* для уменьшения перетечки тепла из канала *2* в канал *1* необходимо обеспечить теплоизоляцию разделительной стенки. Если теплопередачу через нее свести к минимуму, например используя газовый зазор или другие изоляционные материалы, то температура теплоносителя в точке поворота будет близка к температуре на выходе. С точки зрения перепадов давления схема на рис. 8.15, *а* предпочтительней, так как давление в канале *1* выше, чем в канале *2*, и разделительная стенка (трубка) работает на растяжение. По схеме на рис. 8.15, *б*, наоборот, давление в канале *2* выше, чем в канале *1*, и разделительная стенка работает на смятие, что менее надежно с точки зрения целостности, например при внезапных больших перепадах, возможных в аварийных ситуациях. Тем не менее в реакторной технике могут быть использованы и та и другая схемы движения теплоносителя.

Схема на рис. 8.15, *а*. Температура теплоносителя в канале *1* для любого сечения запишется в следующем виде:

$$T_{т_1}(z)=T_{вх}+\frac{1}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}\left[T_{т_2}(z)-T_{т_1}(z)\right]dz, \quad (8.74)$$

где k и $\Pi_{тепл}$ — коэффициент теплопередачи и тепловой периметр разделительной стенки. Таким образом, приращение

температуры теплоносителя в обогреваемом канале идет за счет отвода тепла от твэла и перетечки тепла через разделительную стенку, обусловленной разностью температур $T_{т_2}(z)$ во внешнем канале и $T_{т_1}(z)$ во внутреннем.

Произведение $k\Pi_{тепл}$ представляет собой линейный коэффициент теплоотдачи разделительной стенки и определяется формулой

$$k_l=k\Pi_{тепл}=\pi\left(\frac{1}{\alpha_1 d_1}+\frac{1}{2\lambda}\ln\frac{d_2}{d_1}+\frac{1}{\alpha_2 d_2}\right)^{-1}, \quad (8.75)$$

где α_1 и α_2 — коэффициенты теплоотдачи во внутреннем и внешнем каналах; d_1, d_2 и λ — внутренний и внешний диаметры и коэффициент теплопроводности материала разделительной стенки.

Обычно толщина разделительной стенки δ мала по сравнению с ее диаметром d. В этом случае с достаточным приближением можно считать, что линейный коэффициент теплоотдачи

$$k_l=\pi d\left(\frac{1}{\alpha_1}+\frac{\delta}{\lambda}+\frac{1}{\alpha_2}\right)^{-1}. \quad (8.76)$$

Температура теплоносителя для того же сечения z во внешнем канале определяется выражением

$$T_{т_2}(z)=T_{вых}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}\left[T_{т_2}(z)-T_{т_1}(z)\right]dz, \quad (8.77)$$

т. е. она превышает температуру $T_{вых}$ на величину, обусловленную перетечкой тепла из внешнего канала во внутренний на участке от сечения z до выхода теплоносителя из активной зоны.

Вычитая из (8.77) уравнение (8.74), получаем

$$T_{т_2}(z)-T_{т_1}(z)=\Delta T_т-\frac{1}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz, \quad (8.78)$$

где $\Delta T_т=T_{вых}-T_{вх}$.

Подставляя выражение (8.78) в уравнение (8.74), имеем

$$T_{т_1}(z)=T_{вх}+\frac{1}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}\left[\Delta T_т-\frac{1}{Gc_p}\int\limits_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz\right]dz. \quad (8.79)$$

Как видно, температура теплоносителя в канале *1* однозначно определяется через известные величины. Аналогично определяется и температура во внешнем канале $T_{т_2}(z)$. Для этого

в уравнении (8.77) вместо разности температур в подынтегральном выражении подставляется ее значение, определяемое уравнением (8.78).

Если предположить, что $q_l(z)=q_{l,0}\cos\pi z/H$, а $z_{вх}=-H_0/2$, то из уравнения (8.79) получим

$$T_{т_1}(z)=T_{вх}+\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\left(\sin\frac{\pi z}{H}+\sin\frac{\pi H_0}{2H}\right)+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\left\{\Delta T_т\left(z+\frac{H_0}{2}\right)-\right.$$

$$\left.-\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\left[\frac{H}{\pi}\left(\cos\frac{\pi H_0}{2H}-\cos\frac{\pi z}{H}\right)+\sin\frac{\pi H_0}{2H}\left(z+\frac{H_0}{2}\right)\right]\right\}. \quad (8.80)$$

С учетом соотношения (8.20) последнее уравнение можно переписать в виде

$$T_{т_1}(z)=T_{вх}+\frac{\Delta T_т}{2}+\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi z}{H}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\left[\frac{\Delta T_т}{2}\left(z+\frac{H_0}{2}\right)-\frac{q_{l,0}}{Gc_p}\left(\frac{H}{\pi}\right)^2\times\right.$$

$$\left.\times\left(\cos\frac{\pi H_0}{2H}-\cos\frac{\pi z}{H}\right)\right]. \quad (8.81)$$

Используя это уравнение, можно найти распределение температуры по высоте внутреннего канала. Распределение температуры по высоте наружного канала для принятого косинусоидального закона распределения $q_l(z)$ определяется выражением

$$T_{т_2}(z)=T_{вых}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\left[\frac{\Delta T_0}{2}\left(z+\frac{H_0}{2}\right)-\frac{q_{l,0}}{Gc_p}\left(\frac{H}{\pi}\right)^2\times\right.$$

$$\left.\times\left(\cos\frac{\pi H_0}{2H}-\cos\frac{\pi z}{H}\right)\right]. \quad (8.82)$$

Тогда температура теплоносителя в точке поворота при $z_п=H_0/2$

$$T_т(z_п)=T_{вых}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\frac{\Delta T_т}{2}H_0. \quad (8.83)$$

Из выражения (8.83) видно, что температура теплоносителя в точке поворота выше, чем $T_{вых}$. Превышение определяется вторым слагаемым. Чем выше коэффициент теплоотдачи через разделительную стенку, тем больше перетечка тепла. И наоборот, обеспечив соответствующую теплоизоляцию, приращение температуры за счет перетечки тепла можно свести к минимуму.

Используя теперь известные уже соотношения (8.22) и (8.29), можно определить температурный режим твэла. Так, распределение температуры оболочки по высоте ТВС определяется выражением

$$T_{об}(z)=T_{т_1}(z)+\Delta T_\alpha(z). \quad (8.84)$$

Схема на рис. 8.15, *б*. Температура теплоносителя по высоте канала *1* определяется уравнением

$$T_{т_1}(z)=T_{вых}-\frac{1}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}\left[T_{т_1}(z)-T_{т_2}(z)\right]dz. \quad (8.85)$$

Температура теплоносителя в канале *2* для того же сечения

$$T_{т_2}(z)=T_{вх}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}\left[T_{т_1}(z)-T_{т_2}(z)\right]dz. \quad (8.86)$$

Вычитая из (8.85) уравнение (8.86), получаем

$$T_{т_1}(z)-T_{т_2}(z)=\Delta T_т-\frac{1}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz. \quad (8.87)$$

Подставив это выражение в (8.85), запишем уравнение для температуры теплоносителя во внутреннем канале:

$$T_{т_1}(z)=T_{вых}-\frac{1}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}\left[\Delta T_т-\frac{1}{Gc_p}\int_{z_{вх}}^{z}q_l(z)\,dz\right]dz. \quad (8.88)$$

Если предположить по-прежнему, что $q_l(z)=q_{l,0}\cos(\pi z/H)$ и $z_{вх}=-H_0/2$, то расчетная формула для определения температуры во внутреннем канале приводится к виду

$$T_{т_1}(z)=T_{вых}-\frac{\Delta T_т}{2}-\frac{q_{l,0}H}{Gc_p\pi}\sin\frac{\pi z}{H}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\left[\frac{\Delta T_т}{2}\left(z+\frac{H_0}{2}\right)-\right.$$

$$\left.-\frac{q_{l,0}}{Gc_p}\left(\frac{H}{\pi}\right)^2\left(\cos\frac{\pi H_0}{2H}-\cos\frac{\pi z}{H}\right)\right]. \quad (8.89)$$

Температура теплоносителя в точке поворота при $z_п=H_0/2$

$$T_т(z_п)=T_{вх}+\frac{k\Pi_{тепл}}{Gc_p}\frac{\Delta T_т}{2}H_0.$$

Как видно, температура теплоносителя в точке поворота в схемах на рис. 8.15, *а* и *б* имеет одинаковое приращение, но в первом случае оно суммируется с $T_{вых}$, а во втором — с $T_{вх}$. Если учесть, что приращение температуры за счет перетечки тепла через разделительную стенку меньше, чем за счет тепловыделения в твэле, то в данном случае температура теплоносителя растет от входа до выхода, как и показано на рис. 8.15.

Глава 9

РАСЧЕТ КИПЯЩИХ РЕАКТОРОВ

9.1. ТИПЫ И ОСОБЕННОСТИ КИПЯЩИХ РЕАКТОРОВ

Реакторы с кипением теплоносителя в активной зоне различаются по многим признакам.

По виду используемого теплоносителя это могут быть реакторы с обычной или тяжелой водой или другими кипящими жидкостями. Однако в настоящее время в кипящих реакторах используется практически единственный теплоноситель — обычная вода.

По структуре активной зоны кипящие реакторы могут быть как канальные, так и корпусные. В канальных реакторах в качестве замедлителя используется либо графит, либо тяжелая вода. Представителями графитовых реакторов, охлаждаемых кипящей водой, являются наши отечественные реакторы АМБ и РБМК. Тяжеловодные кипящие реакторы типа SGHWR (парогенерирующий тяжеловодный реактор) пока не нашли широкого применения, лишь единичные экземпляры сравнительно небольшой мощности работают в некоторых странах. В корпусных кипящих реакторах замедлителем одновременно служит та же кипящая вода. Это реакторы типа ВК в нашей стране и BWR в зарубежных странах.

По паросодержанию на выходе из активной зоны различают реакторы прямоточные и с многократной циркуляцией воды. В прямоточных реакторах вся вода должна испаряться в активной зоне и на выход из нее поступает сухой насыщенный или перегретый пар. Однако по ряду причин, связанных с полным упариванием воды в активной зоне (ухудшение теплообмена, возможные отложения примесей на твэлах и др.), прямоточные реакторы пока не нашли применения. В реакторах с многократной циркуляцией воды только ее часть испаряется за один проход через активную зону и паросодержание на выходе (по массе) обычно в несколько раз меньше, чем содержание воды.

По способу осуществления многократной циркуляции реакторы могут быть с принудительной или естественной циркуляцией воды. В канальных кипящих реакторах, гидравлическое сопротивление которых сравнительно велико, применяется, как правило, принудительная циркуляция. В корпусных реакторах может быть принудительная или естественная циркуляция. В современных мощных реакторах типа BWR используется принудительная циркуляция. В опытно-промышленной установке с реактором ВК-50 применяется естественная внутрикорпусная циркуляция. Естественная внутрикорпусная циркуляция используется в водо-водяных реакторах для АСТ.

По способу разделения пара и воды различают реакторы кипящие с вынесенной сепарацией и внутрикорпусной. В канальных кипящих реакторах используется исключительно вынесенная сепарация, которая осуществляется обычно в горизонтальных барабанах-сепараторах. В кипящих корпусных реакторах применяется преимущественно внутрикорпусная сепарация.

Современные АЭС с кипящими реакторами имеют один контур и в основном работают на насыщенном паре. Однако проектируемые и строящиеся теплофикационные установки с кипящими реакторами в целях безопасности, связанной с предотвращением попадания радиоактивных загрязнений в систему теплофикации, выполняются по двухконтурной схеме. И, наконец, ЯЭУ для АСТ, предназначенные для отопительных целей, имеют трехконтурную тепловую схему.

Особенность расчета кипящих реакторов обусловлена тем, что твэлы последовательно охлаждаются в испарительных каналах сначала однофазной жидкостью, а после начала кипения — пароводяной смесью, при этом независимо от типа кипящего реактора и вида замедлителя требуется решать общие проблемы, связанные с гидродинамикой и теплообменом в двухфазных потоках. При наличии в кипящих реакторах отдельно перегревательных каналов, как это имеет место в реакторах типа АМБ, расчет их ведется по рассмотренной выше методике при охлаждении твэлов однофазным теплоносителем.

Имеется принципиальная особенность в исходных данных для теплогидравлического расчета кипящих канальных реакторов с графитовым или тяжеловодным замедлителем и водо-водяного корпусного реактора, в котором кипящая вода одновременно выполняет роль теплоносителя и замедлителя. В графитовых или тяжеловодных реакторах с некипящим замедлителем энерговыделение по высоте активной зоны практически не искажается в связи с кипением теплоносителя в каналах, так как его доля по сравнению с объемом замедлителя в этих реакторах чрезвычайно мала. В кипящих водо-водяных реакторах типа ВК или BWR плотность замедлителя вследствие генерации пара заметно изменяется по высоте, что приводит к существенному искажению профиля энерговыделения. В реакторах с естественной циркуляцией неизвестным является суммарный расход теплоносителя, определяемый кратностью циркуляции.

9.2. ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ КИПЯЩИХ КАНАЛЬНЫХ РЕАКТОРОВ

Как уже отмечалось, к канальным кипящим реакторам относятся графитовые и тяжеловодные реакторы, охлаждаемые кипящей водой. Схема контура многократной принудительной

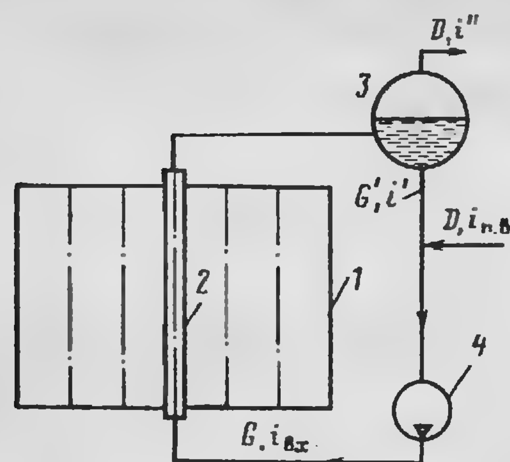


Рис. 9.1. Схема контура циркуляции канального кипящего реактора:
1 — активная зона; *2* — испарительный канал; *3* — барабан-сепаратор; *4* — циркуляционный насос

циркуляции приведена на рис. 9.1. В испарительные каналы теплоноситель с расходом G поступает несколько недогретым до температуры насыщения с энтальпией $i_{\text{вх}}$. На некотором участке он догревается до температуры насыщения, после чего начинается генерация пара, и на выходе из каналов имеем пароводяную смесь, которая поступает в барабан-сепаратор, где происходит обычно гравитационная сепарация воды и пара. Насыщенный пар с расходом D и энтальпией i'' направляется для работы в турбину (при наличии ядерного перегрева он поступает в перегревательные каналы и затем уже на турбину), а отсепарированная вода с энтальпией i' в количестве $G' = G - D$ возвращается в контур циркуляции, где смешивается с питательной водой и насосом закачивается вновь на вход испарительных каналов. Питательная вода с расходом D и энтальпией $i_{\text{п.в}}$, определяемой системой регенерации, подается на вход опускного трубопровода, где смешивается с циркулирующей водой, имеющей температуру насыщения. Поэтому энтальпия теплоносителя на входе в испарительные каналы определяется из следующего соотношения:

$$i_{\text{вх}} = (Di_{\text{п.в}} + G'i')/G. \qquad (9.1)$$

Тепловая мощность реактора, работающего по циклу с турбиной насыщенного пара, определяется выражением

$$Q_{\text{тепл}} = G(i' - i_{\text{вх}}) + D(i'' - i'), \qquad (9.2)$$

при этом связь между расходами пара и циркулирующей воды задается обычно значением массового паросодержания x на выходе из канала:

$$x = D/G. \qquad (9.3)$$

Расход пара на турбину определяется исходя из электрической мощности АЭС.

Допустимое значение массового паросодержания x на выходе из канала для кипящих канальных реакторов с многократной принудительной циркуляцией обычно лежит в преде-

лах 14—20%. Для реакторов РБМК-1500 с интенсификаторами теплообмена $x \approx 30\%$. Массовое паросодержание x представляет собой величину, обратную кратности циркуляции k:

$$1/x = k = G/D. \qquad (9.4)$$

Так, при $x = 20\%$ кратность циркуляции $k = 5$.

Зная тепловую мощность реактора, объем активной зоны находят из соотношения (8.2), где q_V принимается в соответствии с данными, приведенными в § 8.1. Задавшись конструкцией активной зоны, формой и шагом решетки, определяют размеры и число параллельных каналов. Дальнейший расчет ведется либо на один наиболее нагруженный канал, либо с учетом средней нагрузки зоны.

На рис. 9.2 приведены исходные данные в расчете на один канал и качественное изменение основных теплогидравлических параметров по высоте испарительного канала. На вход испарительного канала поступает недогретая до температуры насыщения вода с температурой $T_{\text{вх}}$ и расходом G. Если пренебречь влиянием подвижных поглощающих стержней, то энерговыделение по высоте канала $q_l(z)$ практически остается симметричным и обычно изменяется по косинусоидальному закону. Гидравлическое сопротивление испарительного канала составляет 0,2—0,3 МПа, поэтому давление на входе $p_{\text{вх}}$ выше, чем на выходе $p_{\text{вых}}$. Перепад давления в значительной мере определяется паросодержанием x и его распределением по высоте, подлежащим определению. Поэтому предварительно перепадом давления приходится задаваться. В соответствии с падением давления по высоте канала определяется изменение

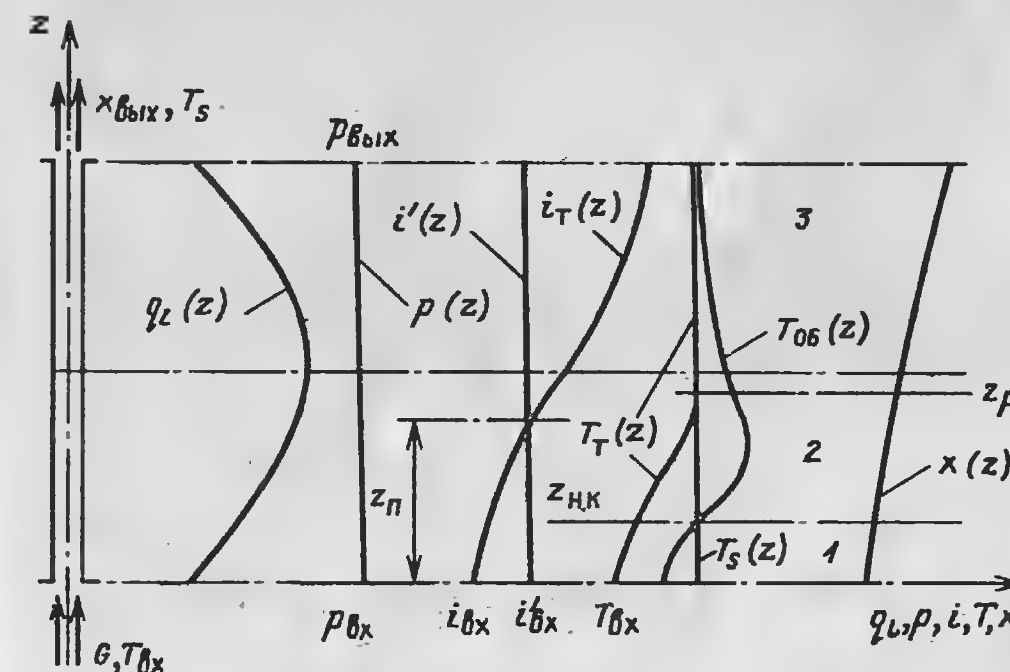


Рис. 9.2. Изменение основных теплогидравлических параметров по высоте испарительного канала

энтальпии насыщенной воды $i'(z)$. Энтальпия теплоносителя на входе $i_{вх}$, соответствующая входным параметрам, лежит левее $i'_{вх}$, так как теплоноситель на входе в канал недогрет до температуры насыщения. По мере подогрева теплоносителя и последующего его испарения энтальпия теплоносителя $i_т(z)$ монотонно возрастает и определяется выражением

$$i_т(z)=i_{вх}+\frac{1}{G}\int_{z_{вх}}^{z} q_l(z)\,dz. \qquad (9.5)$$

Точка пересечения кривых $i_т(z)$ и $i'(z)$ соответствует температуре, при которой теплоноситель догревается до температуры насыщения, а начиная с координаты $z_п$ идет развитое объемное кипение.

Температура теплоносителя на участке от $z_{вх}$ до $z_п$ растет, а с момента развитого объемного кипения идет по линии насыщения, несколько уменьшаясь в связи с падением давления.

Кривая температуры оболочки твэла, определяемая формулой

$$T_{об}(z)=T_т(z)+\Delta T_\alpha(z),$$

идет правее кривой температуры теплоносителя $T_т(z)$. Ее максимум лежит вблизи точки $z_п$, выше которой интенсивность теплообмена в связи с развитым объемным кипением существенно возрастает, а перепад температур ΔT_α уменьшается. По мере приближения к выходу из активной зоны ΔT_α продолжает падать и далее, так как уменьшается $q_l(z)$.

Выше точки пересечения кривых $T_{об}(z)$ и $T_s(z)$ создаются условия поверхностного кипения вплоть до координаты $z_п$. Таким образом, по высоте испарительного канала условно можно выделить три области: область чистого конвективного теплообмена *1*, область поверхностного кипения *2* и область развитого объемного кипения *3*. В соответствии с этим изменяются коэффициент теплоотдачи и гидравлическое сопротивление (они возрастают по ходу движения теплоносителя).

Энтальпия насыщения в точке $z_п$

$$i'_{z_п}=i_{вх}+\frac{1}{G}\int_{z_{вх}}^{z_п} q_l(z)\,dz \qquad (9.6)$$

несколько меньше $i'_{вх}$ за счет падения давления на участке $z_п$, т. е.

$$i'_{вх}-i'_{z_п}=\frac{di'}{dp}\Delta p. \qquad (9.7)$$

Перепад давления Δp обусловлен гидравлическими потерями и нивелирной составляющей и определяется выражением

$$\Delta p=\xi_{пр}\frac{w^2}{2}\rho+g\rho z_п, \qquad (9.8)$$

где $\xi_{пр}$ — приведенный коэффициент сопротивления, представляющий собой сумму потерь на трение и местные сопротивления; w, ρ — скорость и плотность теплоносителя на участке $z_п$. Выражение (9.8) можно преобразовать к следующему виду:

$$\Delta p=\left(\xi'_{пр}\frac{w^2}{2}\rho+g\rho H\right)\frac{z_п}{H}, \qquad (9.9)$$

где $\xi'_{пр}$ — приведенный коэффициент сопротивления по всей высоте испарительного канала H, а выражение в скобках представляет собой перепад давления $\Delta p'$ в предположении, что на всем протяжении канала движется некипящая вода. Тогда с учетом (9.5) — (9.7) и (9.9) получим

$$z_п=(i'_{вх}-i_{вх})\Big/\left(\frac{di'}{dp}\frac{\Delta p'}{H}+\frac{\bar{q}_l}{G}\right), \qquad (9.10)$$

где

$$\bar{q}_l=\frac{1}{z_п}\int_{z_{вх}}^{z_п} q_l(z)\,dz. \qquad (9.11)$$

Используя уравнения (9.10) и (9.11), методом последовательного приближения можно определить координату $z_п$, с которой начинается развитое объемное кипение. Для этого необходимо предварительно задать $z_п$, определить $\bar{q}_l$ и по формуле (9.10) рассчитать значение $z_п$.

Качественное изменение паросодержания x по высоте испарительного канала показано на рис. 9.2. На входе оно равно нулю, так как теплоноситель обычно недогрет до температуры насыщения. После того как температура оболочки твэла достигнет температуры, несколько превышающей температуру насыщения, начинается поверхностное кипение. На поверхности твэла образуются пузырьки пара, которые, отрываясь от поверхности, конденсируются в потоке теплоносителя, недогретом еще до температуры насыщения. По мере движения теплоносителя по каналу температура оболочки твэла возрастает, увеличивается интенсивность поверхностного кипения, уменьшается общий недогрев теплоносителя и паросодержание растет.

На рис. 9.3 показано качественное изменение паросодержания в зоне поверхностного кипения, начиная с координаты $z_{н.к}$ (начало кипения), с переходом в зону развитого объемного

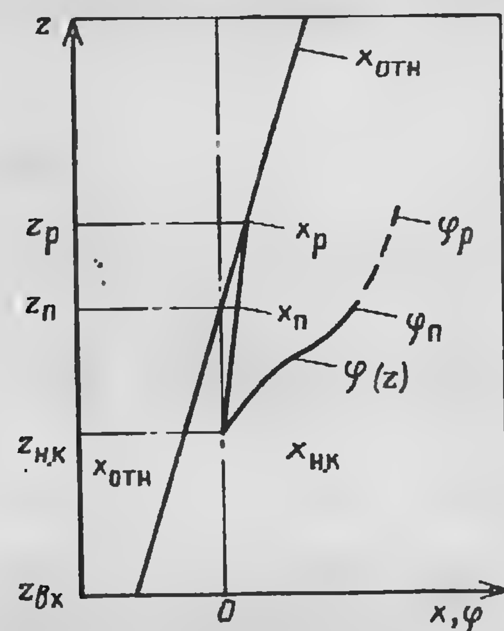


Рис. 9.3. Изменение паросодержания по высоте испарительного канала:

$z_{вх}$ — сечение входа; $z_{н.к}$ — сечение начала поверхности кипения; $z_п$ — сечение подогрева по тепловому балансу; $z_р$ — сечение, в котором наступает термически равновесное кипение; x, φ — массовое и истинное объемное паросодержание

кипения. Как видно, в сечении $z_п$, в котором из расчета баланса тепла $x_{отн}=(i_т(z_п)-i')/(i''-i')=0$, массовое паросодержание $x_п$, а особенно истинное объемное паросодержание $\varphi_п$ значительно больше нуля. При этом, как показывают эксперименты, термическое равновесие двухфазного потока наступает в сечении $z_р$, расположенном несколько выше координаты $z_п$.

Количественное определение паросодержания в зоне поверхностного кипения с переходом в область развитого объемного кипения возможно только по экспериментальным данным. Имеются аппроксимирующие зависимости, позволяющие рассчитать как массовое, так и объемное паросодержание на этом участке. Хотя получены они обычно для одиночных трубок при постоянной тепловой нагрузке по высоте канала и других упрощающих предположениях, однако вполне могут быть использованы для расчета как кипящих реакторов, так и некипящих, в которых имеет место поверхностное кипение.

Например, истинное объемное паросодержание в точке $z_п$ описывается формулой

$$\varphi_п=0{,}43\left(\frac{q_s}{\rho' w_0 r}\right)^{0.15}\mathrm{Re}_q^{0.2}\left(\frac{p}{p_{кр}}\right)^{-0.225}, \qquad (9.12)$$

где q_s — тепловой поток в расчете на единицу поверхности; r — теплота парообразования при давлении p; w_0 — скорость циркуляции; $p_{кр}$ — давление воды в критической точке. Число Рейнольдса

$$\mathrm{Re}_q=\frac{[q_s/(\rho' r)]\sqrt{\sigma/[g(\rho'-\rho'')]}}{\nu'}. \qquad (9.13)$$

Здесь в качестве скорости выступает скорость испарения $q_s/(\rho' r)$, м³/(м²·с), а за определяющий размер принята величина, пропорциональная отрывному диаметру пузыря,

$$\sqrt{\sigma/[g(\rho'-\rho'')]}.$$

Координата начала кипения $z_{н.к}$, в которой реальное массовое паросодержание можно принять равным нулю, определяется выражением

$$x_{н.к}=-0{,}49\left(\frac{q_s}{\rho' w_0 r}\right)^{0.3}\mathrm{Re}_q^{0.4}\left(\frac{p}{p_{кр}}\right)^{0.15}. \qquad (9.14)$$

Полученное значение $x_{н.к}$ соответствует $x_{отн}$ в координате $z_{н.к}$, равному

$$x_{отн}=(i_{н.к}-i')/(i''-i'). \qquad (9.15)$$

Истинное объемное паросодержание на участке от $z_{н.к}$ до $z_п$ определяется зависимостью

$$\varphi=\varphi_п(1-x_{отн}/x_{н.к})^{1.35}. \qquad (9.16)$$

Координата точки $z_р$, в которой начинается термически равновесное кипение при положительном значении $x_{отн}$, определяется из выражения

$$x_р=\left(1+\frac{1-\beta_р}{\beta_р}\frac{\rho'}{\rho''}\right)^{-1}, \qquad (9.17)$$

где $\beta_р$ — расходное объемное паросодержание в точке $z_р$:

$$\beta_р=3{,}22\,[q_s/(\rho' w_0 r)]^{0,2}. \qquad (9.18)$$

Истинное объемное паросодержание в точке $z_р$ можно вычислить из соотношения

$$\varphi_р=\left(1+\frac{1-x_р}{x_р}s_р\frac{\rho''}{\rho'}\right)^{-1}, \qquad (9.19)$$

где $s_р$ — коэффициент проскальзывания в точке $z_р$, определяемый по формуле

$$s_р=1+\frac{0{,}6+1{,}5\beta_р^2}{\mathrm{Fr}^{0.25}}\left(1-\frac{p}{p_{кр}}\right). \qquad (9.20)$$

В последнем выражении число Фруда

$$\mathrm{Fr}=\left(\frac{\rho w}{\rho'}\right)^2\frac{1}{g d_г}, \qquad (9.21)$$

где ρw — массовая скорость потока в данном сечении; $d_г$ — гидравлический диаметр.

Изменение массового паросодержания на участке от $z_{н.к}$, где оно принимается равным нулю, до $z_р$ можно описать прямой зависимостью, так же как и истинное объемное паросодержание на участке от $z_п$ до $z_р$. Далее за участком

$z_р$ массовое паросодержание x соответствует $x_{отн}$, а истинное объемное паросодержание до выходного сечения находим с использованием формул (9.17) и (9.19) — (9.21), которые справедливы при $z \geqslant z_р$.

Определив истинное объемное и массовое паросодержания на всем протяжении испарительного канала, включая зону поверхностного и развитого объемного кипения, рассчитывают гидравлические сопротивления, коэффициенты теплоотдачи и в конечном итоге — температурный режим канала.

9.3. ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ВОДО-ВОДЯНЫХ КИПЯЩИХ РЕАКТОРОВ

В водо-водяных кипящих реакторах кипящая вода одновременно служит теплоносителем и замедлителем. По мере генерации пара плотность замедлителя по высоте активной зоны существенно изменяется, что приводит к заметному искажению распределения тепловых нейтронов, и распределение энерговыделения по высоте отличается от косинусоидального закона. Максимум его смещается вниз от центральной плоскости, где плотность замедлителя (еще не кипящей воды) выше, чем в зоне развитого кипения, при этом распределение энерговыделения зависит от распределения истинного объемного паросодержания, которое в свою очередь определяется распределением энерговыделения по высоте активной зоны.

В этом заключается особенность, которая предопределяет итерационный характер теплогидравлического расчета кипящих водо-водяных реакторов по сравнению с кипящими канальными. Задается, например, профиль энерговыделения по высоте и определяются теплогидравлические характеристики. Из последующего физического расчета в соответствии с полученным значением истинного объемного паросодержания определяются распределения тепловых нейтронов и энерговыделения. Так проводится несколько итераций до необходимого совпадения результатов.

Рассмотрим последовательность теплогидравлического расчета кипящего водо-водяного реактора с естественной циркуляцией теплоносителя внутри корпуса (рис. 9.4). В активную зону реактора вода поступает недогретой до температуры насыщения с энтальпией $i_{вх}$ и расходом G. В нижней части активной зоны она догревается до температуры насыщения, после чего начинается интенсивное испарение и из активной зоны выходит пароводяная смесь. В верхней части реактора происходит разделение воды и пара. Насыщенный пар с энтальпией i'' направляется для работы в турбину, а отделившаяся вода с расходом G' и энтальпией i' поступает в опускной участок. Характерной особенностью реакторов этого типа является неизбежный захват пара в опускной участок. Как

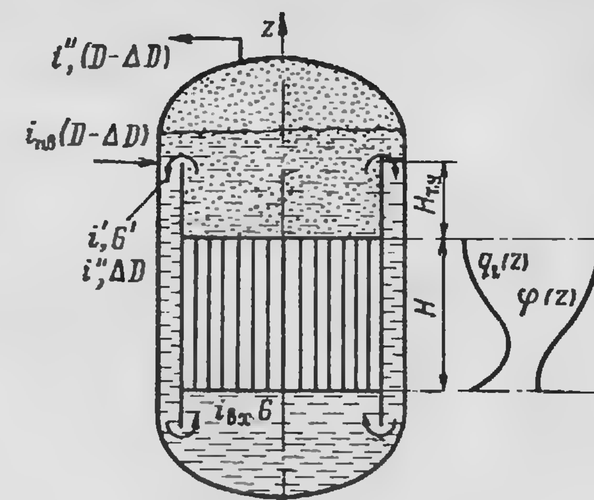


Рис. 9.4. К методике расчета теплогидравлических параметров в кипящем водо-водяном реакторе с естественной циркуляцией внутри корпуса:
$q_l(z)$, $\varphi(z)$ — распределения энерговыделения и истинного объемного паросодержания по высоте активной зоны реактора; H, $H_{т.у}$ — высоты активной зоны и тягового участка; D — масса генерируемого пара в активной зоне реактора; ΔD — масса пара, захваченного в опускной участок

показывает опыт работы, масса захваченного пара ΔD составляет 10—20% полного количества пара D, генерируемого в активной зоне. Захват пара не только требует дополнительной его генерации в активной зоне, но и ухудшает циркуляционные характеристики контура. Однако предотвратить его практически не удается. Чтобы сконденсировать захваченный пар, питательную воду, существенно недогретую до температуры насыщения, подают в верхнюю часть опускного участка.

Движущий напор внутри корпуса реактора создается за счет разности масс теплоносителя в опускном и подъемном участках. В опускном участке практически по всей высоте находится несколько недогретая до температуры насыщения вода. По высоте подъемного участка последовательно идут та же недогретая вода, затем в пределах активной зоны подогревательный и испарительный участки и, наконец, тяговый участок, которые практически создает основной движущий напор. Высота тягового участка $H_{т.у}$ составляет обычно 2—3 м.

Тепловая мощность реактора определяется формулой (9.2), где энтальпия на входе с учетом захвата пара в опускной участок подсчитывается из соотношения

$$i_{вх} = \frac{(D - \Delta D)\, i_{п.в} + \Delta D i'' + G' i'}{G}. \tag{9.22}$$

В отличие от кипящих реакторов с принудительной циркуляцией соотношение между G и D в реакторах с естественной циркуляцией заранее не известно. Поэтому предварительно приходится задаваться несколькими значениями кратности циркуляции $k = G/D$, истинное значение которой определяется в результате теплогидравлического расчета. Как и для других типов реакторов, по известным уже соотношениям определяют размеры активной зоны и другие исходные данные.

Изменение теплогидравлических параметров по высоте испарительного канала качественно аналогично показанному на

13 Заказ № 3794

рис. 9.2. Отличается только распределение энерговыделения по высоте активной зоны реактора $q_l(z)$. В водо-водяных реакторах, как уже отмечалось, оно заметно искажается из-за изменения плотности замедлителя по высоте. Качественно изменение $q_l(z)$ в кипящем водо-водяном реакторе показано на рис. 9.4. Там же приведено изменение истинного объемного паросодержания по высоте реактора. На входе оно равно нулю, а на выходе не должно превышать допустимого значения. Опыт работы кипящих водо-водяных реакторов с естественной циркуляцией показывает, что допустимое объемное паросодержание на выходе не должно превышать 70%, а среднее по активной зоне составляет примерно 30—35%. Для подобных реакторов с принудительной циркуляцией эти значения могут быть несколько большими.

Расчет экономайзерного участка и определение координаты $z_п$ ведется по тем же полученным в предыдущем параграфе формулам, что и для кипящих канальных реакторов. Здесь также имеют место три области — конвективного теплообмена с однофазным теплоносителем, поверхностного и развитого объемного кипения. Расчет теплогидравлических параметров в каждой из этих областей проводится с использованием тех же формул и соотношений. Однако сложность в данном случае заключается в том, что закон изменения энерговыделения по высоте заранее не известен и его приходится предварительно задавать. В большинстве случаев канал делится на ряд участков, в пределах которых можно положить $q_{li}=\text{const}$. Тогда энтальпия теплоносителя на i-м участке

$$i_{т,i}=i_{т,(i-1)}+q_{l,i}\,\Delta z_i/G, \qquad (9.23)$$

где Δz_i — протяженность i-го участка; $i_{т,(i-1)}$ — энтальпия теплоносителя на предшествующем участке.

Расчет массового и объемного паросодержания по высоте испарительного канала как в зоне неравновесного кипения, так и после наступления термически равновесного состояния ведется по изложенной выше методике.

По высоте тягового участка паросодержание практически не изменяется, так как подвод тепла отсутствует, а перепад давления за счет гидравлических потерь сравнительно невелик. Истинное объемное паросодержание на этом участке определяется по экспериментальным данным. Для этого можно использовать формулу

$$\varphi=w''_0/(w''_0+w'_0+a), \qquad (9.24)$$

где w''_0 и w'_0 — приведенные скорости пара и воды; a — экспериментальный коэффициент, отражающий влияние относительной скорости фаз. Действительно, если бы относительная скорость воды и пара была равна нулю, то истинное объемное паросодержание φ не отличалось бы от объемного расходного паросодержания β, которое по определению равно

$$\beta=w''_0/(w''_0+w'_0) \qquad (9.25)$$

и легко рассчитывается по расходным характеристикам. В частности, для тягового участка

$$w''_0=D/(s_{т.у}\,\rho''); \qquad (9.26)$$

$$w'_0=(G-D)/(s_{т.у}\,\rho'), \qquad (9.27)$$

где $s_{т.у}$ — проходное сечение тягового участка; D — количество генерируемого в активной зоне пара; G — расход теплоносителя на входе в активную зону.

При подъемном движении пароводяной смеси истинная скорость пара выше, чем истинная скорость воды, поэтому $\varphi<\beta$. В формуле (9.24) величина a описывается следующей экспериментальной зависимостью:

$$a=(0{,}65-0{,}04p)(d/63)^{0{,}25}, \qquad (9.28)$$

где p — давление, МПа; d — эквивалентный или приведенный диаметр тягового участка, мм. При этом формула (9.24) вполне удовлетворительно описывает экспериментальные данные в широком диапазоне изменения параметров двухфазного потока. Так, она справедлива в диапазоне давлений $1{,}1\leqslant p\leqslant 12{,}5$ МПа. Влияние диаметра учитывается следующим образом. Если действительный (или эквивалентный) диаметр d меньше приведенного $d_{пр}$, то в выражение (9.28) подставляется действительное значение d. Если же $d>d_{пр}$, то в расчетную формулу подставляется $d_{пр}$, который определяется формулой

$$d_{пр}=2\cdot 10^4\sqrt{\frac{\sigma}{\rho'-\rho''}}\left(\frac{\rho'-\rho''}{\rho''}\right)^{0.25}, \qquad (9.29)$$

где σ — поверхностное натяжение воды при давлении насыщения. В реальных условиях диаметр тягового участка сравнительно велик, поэтому в расчетной формуле используется обычно $d_{пр}$. Однако всегда необходимо сравнивать d и $d_{пр}$, особенно когда тяговый участок загроможден приводами СУЗ, защитными трубами и другими внутрикорпусными устройствами. Такое сравнение очень важно при низком давлении, когда $d_{пр}$ велик. Он заметно уменьшается с повышением давления.

Истинное объемное паросодержание зависит от давления и кратности циркуляции. По определению паросодержание

$$\varphi=w''_0/(w''_0+w'_0+w_{отн}), \qquad (9.30)$$

где $w_{отн}$ — относительная скорость фаз. Разделив в этом выражении числитель и знаменатель на w''_0, имеем

$$\varphi=\left(1+\frac{w'_0}{w''_0}+\frac{w_{\text{отн}}}{w''_0}\right)^{-1}, \tag{9.31}$$

где

$$\frac{w'_0}{w''_0}=\frac{G'/\rho'}{D/\rho''}=\frac{\rho''}{\rho'}\frac{G-D}{D}=\frac{\rho''}{\rho'}(k-1).$$

Подставляя полученное значение w'_0/w''_0 в формулу (9.31), получаем

$$\varphi=\left(1+\frac{\rho''}{\rho'}(k-1)-\frac{w_{\text{отн}}}{w''_0}\right)^{-1}. \tag{9.32}$$

Как видно из выражения (9.32), чем выше давление, определяемое соотношением ρ''/ρ', и кратность циркуляции k, тем меньше истинное паросодержание φ при всех прочих равных условиях. А если учесть, что паросодержание — один из ограничивающих мощность реактора факторов — не должно превышать некоторого предельного значения, то повышение давления и возможное увеличение кратности циркуляции позволяют при всех прочих равных условиях повысить единичную мощность реактора. Поэтому при создании кипящих реакторов с естественной циркуляцией необходимо стремиться к тому, чтобы по возможности уменьшить гидравлическое сопротивление в контуре. Это повышает не только кратность циркуляции, но и устойчивость циркуляционного контура. Давление теплоносителя обычно ограничено целым рядом других факторов. Так, в кипящих реакторах типа ВК, предназначенных для АЭС или АТЭЦ, оно составляет всего лишь ~7 МПа. При этом давлении в цикле с насыщенным паром удается обходиться одним промежуточным турбинным сепаратором. Дальнейшее повышение давления привело бы к необходимости увеличения числа ступеней промежуточной сепарации, что с технико-экономической точки зрения не оправдано. В кипящих водо-водяных реакторах, предполагаемых для широкого использования на АСТ, из условий безопасности давление теплоносителя выбирается не выше 1,5—2 МПа.

Для определения действительной кратности циркуляции необходимо приравнять движущий напор $\Delta p_{\text{дв}}$ и суммарное сопротивление в контуре циркуляции $\sum_i \Delta p_i$, т. е.

$$\Delta p_{\text{дв}}=\sum_i \Delta p_i, \tag{9.33}$$

при этом движущий напор

$$\Delta p_{\text{дв}}=g\sum_i H_i(\rho_{\text{оп}}-\rho_{\text{п}})_i, \tag{9.34}$$

где $\rho_{\text{оп}}$, $\rho_{\text{п}}$ — плотность теплоносителя в опускном и подъемном участках контура; H_i — высота i-го подъемного или опускного участка; g — ускорение свободного падения.

Плотность теплоносителя в опускном участке для реакторов типа ВК практически по всей высоте одинакова с плотностью воды при температуре, соответствующей $i_{\text{вх}}$. На подъемном участке плотность теплоносителя начинает уменьшаться с момента поступления в активную зону и остается переменной вплоть до выхода из активной зоны. Она существенно падает в связи с парообразованием в активной зоне и описывается выражением

$$\rho_{\text{п},i}=\rho_{\text{см},i}=\rho'(1-\varphi_i)+\rho''\varphi_i. \tag{9.35}$$

Плотность теплоносителя в тяговом участке практически остается постоянной и определяется истинным объемным паросодержанием на этом участке.

Суммарное сопротивление в контуре зависит от полного гидравлического сопротивления на подъемном и опускном участках, т. е.

$$\sum_i \Delta p_i=\Delta p_{\text{оп}}+\Delta p_{\text{н.к}}+\Delta p_{\text{а.з}}+\Delta p_{\text{т.у}}, \tag{9.36}$$

где Δp_i в правой части выражения соответственно равны сопротивлениям в опускном участке, в нижней камере реактора (под активной зоной), в активной зоне и в тяговом участке. Все они включают в себя как сопротивление трения, так и местные сопротивления. В активной зоне с момента генерации пара необходимо учитывать также и перепад давления на ускорение, связанный с изменением объема двухфазного потока.

Определив движущий напор и суммарное сопротивление в контуре для различных значений расходов G или, что одно и то же, для различных значений кратностей циркуляции k, так как масса генерируемого пара D — фиксированная величина, строят график (рис. 9.5). Пересечение кривых на этом графике соответствует равенству (9.33) и дает истинное значение кратности циркуляции. Для этого значения вновь определяют все теплогидравлические параметры и оценивают соответствующие запасы до допустимых значений. В частности, подсчитывают среднее значение истинного объемного паросодержания в активной зоне, определяемого соотношением

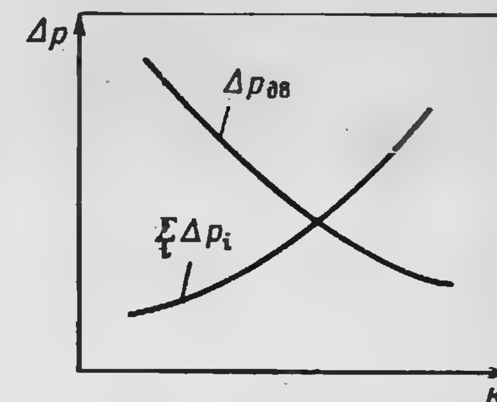


Рис. 9.5. К определению кратности циркуляции в кипящем реакторе

$$\bar{\varphi}=\frac{1}{H}\int\limits_{0}^{H}\varphi(z)\,dz\approx\frac{\sum\limits_{i}\varphi_i\,\Delta z_i}{H}. \quad (9.37)$$

Следующий этап расчета — определение нейтронно-физических характеристик, в частности распределения потока тепловых нейтронов по высоте активной зоны в соответствии с полученным распределением паросодержания $\varphi(z)$. Определив после этого новое значение $q_l(z)$, сравнивают его с предварительно заданным и в случае заметного расхождения вносят коррективы. По исправленному значению теплового потока $q_l(z)$ расчет по той же методике проводят заново.

9.4. ОСОБЕННОСТЬ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКОГО РАСЧЕТА РЕАКТОРОВ АСТ

Водо-водяные реакторы для АСТ имеют интегральную компоновку с внутрикорпусной естественной циркуляцией теплоносителя первого контура (рис. 9.6). В центральной нижней части рабочего корпуса размещается активная зона, а теплообменники второго (промежуточного) контура занимают объем кольцевого пространства между обечайкой тягового участка и внутренней поверхностью корпуса реактора. В целях предотвращения заметной активации водного теплоносителя второго контура нижняя часть поверхностей нагрева теплообменника компонуется на 1,5—2,0 м выше активной зоны. В противном случае необходимо установить нейтронную защиту. Над активной зоной размещается блок защитных труб, назначение которых — предотвратить вибрацию стержней СУЗ, когда они находятся в верхнем положении.

В соответствии с назначением реактора этого типа давление теплоносителя первого контура выбирается низким, в пределах 1,5—2,0 МПа. Имеются проработки по эксплуатации этих реакторов в режимах кипения воды в активной зоне и без кипения. При работе в режиме без кипения в активной зоне образование паровой подушки в верхней части корпуса, выполняющей роль компенсатора объема, идет за счет самовскипания воды в пределах тягового участка, высота которого составляет 10—12 м*. В этом случае подогрев воды в активной зоне ведется практически до температуры насыщения. Тогда массовое паросодержание на выходе тягового участка $x_{вых}$ за счет самовскипания можно определить из соотношения

* Кроме того, в целях надежности паровой объем соединяется соответствующими коммуникациями с газовой емкостью.

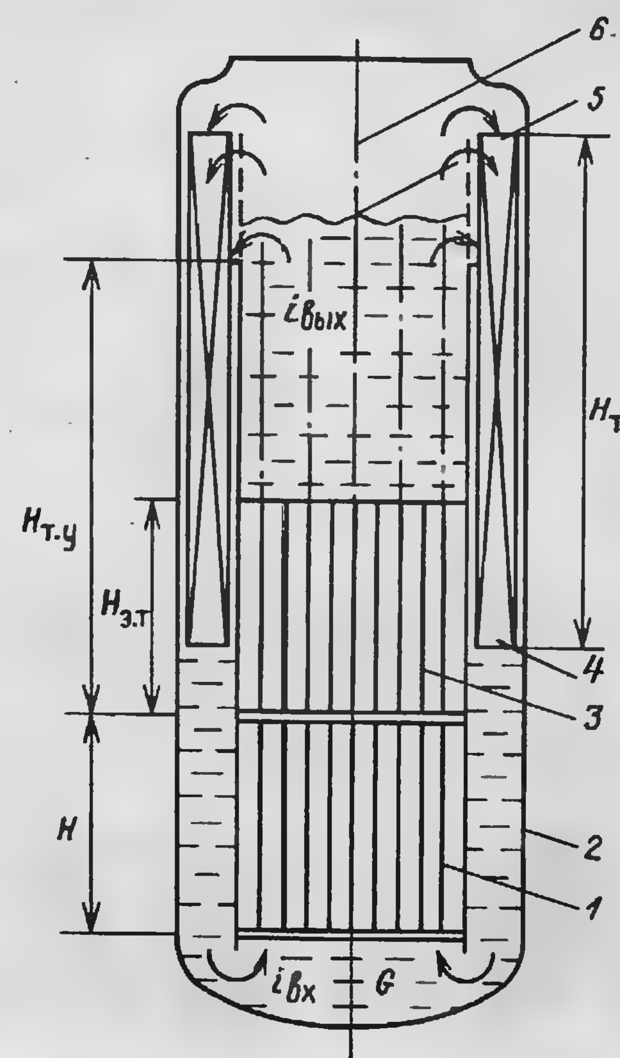


Рис. 9.6. Общая компоновка и схема циркуляции теплоносителя внутри корпуса реактора для АСТ:
1 — активная зона; 2 — рабочий корпус реактора; 3 — блок защитных труб; 4 — теплообменник; 5 — уровень воды, 6 — паровая подушка; H — высота активной зоны; $H_{т.у}$ — высота тягового участка; $H_{з.т}$ — высота блока защитных труб; $H_т$ — высота теплообменника

$$i_{вых}=i'_{а.з}=i'_{вых}+\frac{\partial i'}{\partial p}\Delta p=$$
$$=i'_{вых}+rx_{вых}, \quad (9.38)$$

где $i_{вых}$ — энтальпия теплоносителя на выходе из тягового участка, численно равная энтальпии насыщенной воды на выходе из активной зоны $i'_{а.з}$; $i'_{вых}$ — энтальпия насыщенной воды на выходе из тягового участка; Δp — перепад давления в пределах тягового участка, определяемый в основном гидравлическим весом столба вскипающей жидкости на этом участке; r — скрытая теплота парообразования. Для примера предположим, что давление теплоносителя в активной зоне 2 МПа, а высота тягового участка $\sim$10 м, тогда паросодержание за счет самовскипания составит $x_{вых}\approx 0{,}006$.

При работе реактора в режиме кипения массовое паросодержание $x_{вых}$ принимается не более 1% и представляет собой сумму двух компонент, обусловленных самовскипанием и парообразованием в пределах активной зоны.

Как уже отмечалось, в нашей стране сооружены первые АСТ тепловой мощностью блока $Q_{тепл}=500\cdot 10^6$ Вт. Их активная зона набирается из шестигранных ТВС, за основу конструкции которых принята конструкция ТВС реактора ВВЭР-1000. ТВС — чехловая, с перфорированным шестигранным корпусом, внутри которого размещаются пучок стержневых твэлов и направляющие трубки поглощающих элементов для кластерного регулирования. Диаметр твэлов принят равным 13,5 мм, т. е. таким же, как и в РБМК.

Задавшись конструкцией ТВС, находят геометрические характеристики активной зоны: объем и линейные размеры цилиндрической активной зоны, площадь одной ячейки и число ТВС, проходное сечение и гидравлический и тепловой диаметры

ТВС. При определении числа твэлов в ТВС необходимо задаться водоурановым отношением, которое можно принять равным 1,85—1,95. Меньшее значение принимается для активной зоны без кипения, а большее — с кипением. При определении объема активной зоны $V=Q_{тепл}/q_V$ удельная энергонапряженность задается в диапазоне $q_V=25\div30$ МВт/м³. Определяются, кроме того, проходные сечения и эквивалентные диаметры в пределах тягового участка (в зоне защитных труб и в объеме над ним).

Поверхность теплообменника, расположенного в верхней части опускного участка,

$$F_т=Q_{тепл}/(k\Delta T_{ср}), \tag{9.39}$$

где $Q_{тепл}$ — тепловая мощность, соответствующая тепловой мощности активной зоны реактора; $\Delta T_{ср}$ — средний температурный напор, который можно принять в диапазоне 14—16° С; k — коэффициент теплопередачи, среднее значение которого для всей поверхности нагрева можно принять равным $(2{,}5\div3{,}0)\,10^3$ Вт/(м²·К). Задаваясь далее диаметром и шагом расположения труб теплообменника и их компоновкой (коридорное или шахматное расположение, продольное или поперечное омывание труб теплоносителем первого контура), а также шириной опускного участка, находят высоту теплообменника $H_т$, проходное сечение и гидравлический эквивалентный диаметр.

При расчете естественной циркуляции реактора АСТ исходной и известной величиной является $i_{вых}$, включающая в себя паросодержание $x_{вых}$. Задаваясь теперь несколькими значениями $i_{вх}$ (обычно тремя-четырьмя), определяют для каждого из них расход теплоносителя в контуре циркуляции:

$$G_i=Q_{тепл}/(i_{вых}-i_{вх}). \tag{9.40}$$

Изменение энтальпии теплоносителя по высоте активной зоны реактора для каждого значения G_i рассчитывается по формуле (9.5), где тепловыделение по высоте канала можно положить равным $q_l(z)=q_{l,0}\cos(\pi z/H)$, а $q_{l,0}$ определяется из расчета на среднюю тепловую нагрузку по (8.16). В пределах тягового участка можно считать, что изменяется только массовое паросодержание x от его значения на выходе из активной зоны (равного нулю в режиме работы реактора без кипения либо некоторого заданного в случае варианта с кипением) до $i_{вых}$.

В опускном участке в пределах поверхностей нагрева промежуточного теплообменника теплоноситель первого контура будет передавать тепло за счет как конденсации пара, так и последующего охлаждения до значения $i_{вх,i}$. Для определения участков конденсации пара и последующего охлаждения теплоносителя по высоте теплообменника можно воспользоваться следующими соотношениями:

высота участка конденсации

$$H_{1,i}=H_т Q_{1,i}/Q_{тепл}; \tag{9.41}$$

высота участка охлаждения

$$H_{2,i}=H_т Q_{2,i}/Q_{тепл}, \tag{9.42}$$

где $Q_{1,i}$, $Q_{2,i}$ — количество тепла, переданного на участке конденсации и охлаждения соответственно:

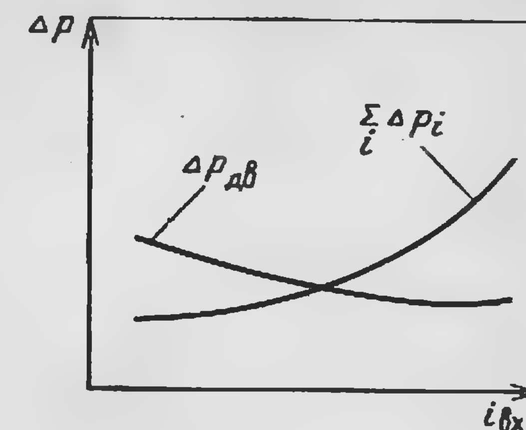


Рис. 9.7. К определению $i_{вх}$ в контуре естественной циркуляции в реакторе АСТ

$$Q_{1,i}=G_i r x; \tag{9.43}$$

$$Q_{2,i}=G_i(i'_{вых}-i_{вх,i}). \tag{9.44}$$

В первом приближении кратность естественной циркуляции определяется в расчете на среднее давление в контуре, и энтальпия теплоносителя от выхода из теплообменника до входа в активную зону полагается неизменной.

Зная параметры теплоносителя и геометрические характеристики подъемного и опускного участков по (9.34), находим $\Delta p_{дв,i}$ и сумму сопротивлений в контуре циркуляции $\sum_i \Delta p_i$. Приравнивая эти значения между собой, определяем искомую величину $i_{вх}$ (рис. 9.7).

Определив таким образом входные и выходные параметры по известным уже методикам (либо при охлаждении однофазным теплоносителем, либо с кипением теплоносителя в активной зоне), проводят теплогидравлический расчет реактора и оценивают его теплотехническую надежность.

9.5. ВЫНОС ВЛАГИ С ПАРОМ И СЕПАРАЦИОННЫЕ УСТРОЙСТВА

В кипящих реакторах с многократной циркуляцией воды происходит вынос влаги с паром при их разделении. С увеличением выноса влаги заметно возрастает радиоактивность пара, так как основные примеси, определяющие уровень радиоактивности, содержатся в капельках влаги. Кроме того, повышение влажности пара снижает КПД турбины. Поэтому при конструировании кипящих ядерных реакторов необходимо обеспечить минимальный вынос влаги с паром. Опыт работы АЭС с кипящими реакторами показывает, что приемлемое и допустимое значение влажности пара составляет примерно 0,1% и менее.

В канальных кипящих реакторах разделение пара и воды осуществляется в горизонтальных барабанах-сепараторах за счет гравитационных сил. При разделении пара и воды жидкость дробится, в результате чего образуются капли различных размеров. Более крупные капли под влиянием начальной кинетической энергии подбрасываются на некоторую высоту, а затем (при достаточной высоте парового пространства) под действием собственного веса падают назад на зеркало испарения. Мелкие транспортируемые капли, скорость витания которых меньше скорости пара, уносятся с паром независимо от высоты парового пространства. Поэтому вынос влаги с паром практически всегда имеет место.

Многочисленные эксперименты показывают, что влажность ω определяется степенной зависимостью от приведенной скорости пара:

$$\omega = c(w''_0)^n. \qquad (9.45)$$

При небольших паровых нагрузках показатель степени $n<2$; в диапазоне нагрузок, при которых обычно работают барабаны-сепараторы, $n \approx 3$; с увеличением w''_0 влажность пара резко возрастает и показатель степени принимает более высокие значения.

Для расчета влажности пара при умеренных скоростях w''_0, при которых n в (9.45) принимают равным ~ 3, можно использовать формулу

$$\omega = 2{,}75 \cdot 10^8 N^{2,3} / \left[\mathrm{Ga}^{1,1} \left(\frac{\rho''}{\rho' - \rho''} \right)^{0,25} \right], \qquad (9.46)$$

где

$$N = (w''_0)^2 / (\varphi g h); \qquad (9.47)$$

$$\mathrm{Ga} = g\left(\sqrt{\sigma / g\rho''}\right)^3 / \nu^2. \qquad (9.48)$$

В выражении (9.47) величина h представляет собой действительную высоту парового пространства, которая с учетом набухания уровня определяется формулой

$$h = h_{\text{пр}} - h_{\text{вес}}\,\varphi/(1-\varphi), \qquad (9.49)$$

где $h_{\text{пр}}$ — высота парового пространства без учета набухания уровня; $h_{\text{вес}}$ — весовой уровень, контролируемый в процессе работы; φ — истинное объемное паросодержание, которое применительно к работе барабана-сепаратора определяется формулой (9.24) при условии, что $w'_0 = 0$. Для обеспечения надежной сепарации действительная высота парового пространства h принимается равной не менее 800 мм.

Формула (9.46), как уже отмечалось, справедлива только для умеренных паровых нагрузок, и ее использование ограничено некоторым предельным значением величины

$$N_{\text{пред}} = 4{,}2 \cdot 10^{-6} \mathrm{Ga}^{0,55} \left[\rho'' / (\rho' - \rho'') \right]^{0,35}. \qquad (9.50)$$

Для выравнивания паровой нагрузки зеркала испарения нередко устанавливают погруженный дырчатый щит. Для этих же целей в верхней части парового пространства размещают второй дырчатый щит — так называемый пароприемный потолок. Для улучшения сепарации перед пароприемным потолком располагают, как правило, жалюзийный сепаратор. Он не только является дополнительным дросселем и выравнивает паровую нагрузку, но и обеспечивает дополнительную сепарацию за счет осаждения влаги на стенках жалюзи.

При наличии горизонтального жалюзийного сепаратора влажность пара может быть определена по формуле (9.46). Однако предельное значение комплекса $N_{\text{пред}}$ принимается в зависимости от допустимой влажности пара ω и определяется выражением

$$N_{\text{пред}} = 0{,}208 \cdot 10^{-4} \mathrm{Ga}^{0,47} \omega^{0,16}. \qquad (9.51)$$

В корпусных реакторах типа ВК с естественной циркуляцией разделение пара и воды также осуществляется за счет гравитационной сепарации. С учетом ограниченности размеров вертикального корпуса в этих реакторах предусмотрены большие скорости пара в паровом пространстве. Однако за счет установки вертикальных или под небольшим углом наклона жалюзийных сепараторов проходное сечение для влажного пара увеличивают до такого размера, при котором его скорость становится меньше скорости срыва пленки, при этом влажность пара на входе в вертикальный жалюзийный сепаратор составляет около 10%, а на выходе она не превышает допустимого значения, равного 0,1%. Предельная скорость пара, при которой начинается срыв жидкой пленки, зависит от давления (рис. 9.8). Высота парового пространства от действительного уровня до нижней кромки вертикальных жалюзи должна составлять 800 мм.

В корпусных кипящих реакторах типа BWR с принудительной циркуляцией в качестве первой ступени используются центробежные сепараторы с осевым подводом пароводяной смеси. За счет принудительной центробежной сепарации удается достичь более высоких удельных паровых нагрузок и повысить единичную мощность в приемлемых габаритах корпуса (6—6,5 м в диаметре) до 1000—1300 МВт (эл.).

Конструктивное оформление центробежных сепараторов с осевым подводом пароводяной смеси многообразно. Однако компоновка и технологическая схема подобных сепараторов примерно одинаковы (рис. 9.9). Пароводяная смесь из общей камеры поступает в трубы сепараторов, в которых установлены завихрители типа шнеков. В завихрителях пароводяная смесь

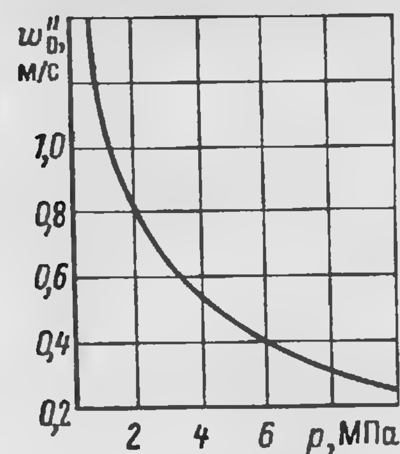


Рис. 9.8. Зависимость предельной скорости пара на входе в жалюзийный сепаратор от давления

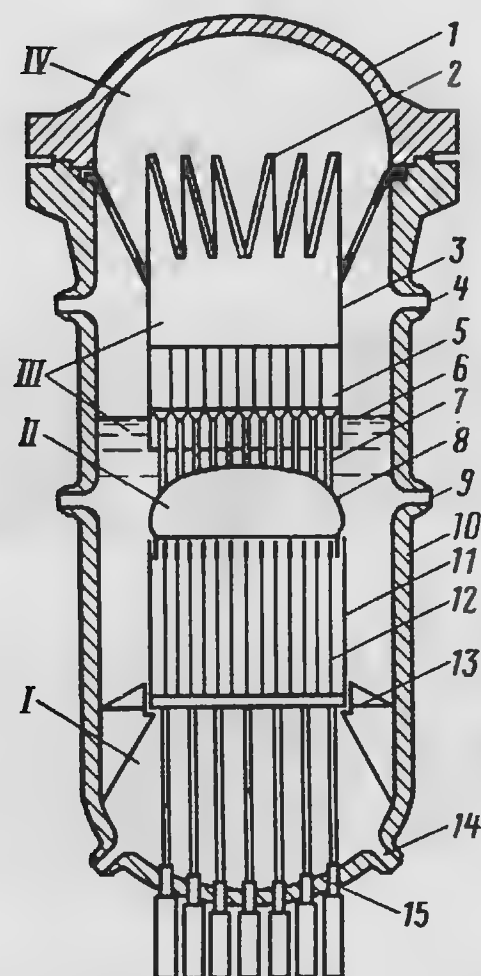


Рис. 9.9. Схема водо-водяного кипящего реактора с принудительной циркуляцией:
I — напорная камера; *II* — камера пароводяной смеси; *III* — полость отсепарированной воды и влажного пара; *IV* — полость «сухого» пара; *1* — крышка реактора; *2* — жалюзийный сепаратор; *3* — блок сепараторов; *4* — отвод пара; *5* — центробежный сепаратор с осевым подводом пароводяной смеси; *6* — уровень; *7* — входной участок трубы центробежного сепаратора; *8* — крышка пароводяной камеры; *9* — отвод отсепарированной воды; *10* — корпус реактора; *11* — корзина активной зоны; *12* — ТВС с твэлами; *13* — опорно-разделительный узел; *14* — подвод воды от насосов; *15* — приводы СУЗ

закручивается и происходит расслоение воды и пара. Вода как более тяжелая фракция оттесняется к периферии трубы сепаратора. На некотором расстоянии от завихрителя труба перфорирована в виде либо равномерно расположенных отверстий, либо переливных окон, через которые оттесненная к периферии вода отводится в пространство между трубой и кожухом сепаратора. Эффективность работы подобных сепараторов зависит от многих факторов. Она определяется конструкцией завихрителя и переливных окон, формой и проходным сечением последних, соотношением диаметров трубы и кожуха сепаратора и др.

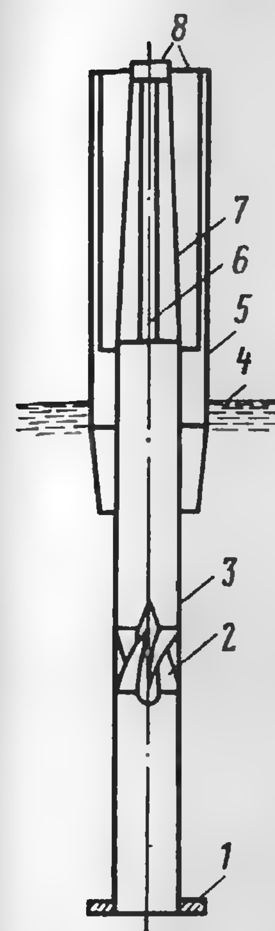


Рис. 9.10. Центробежный сепаратор с осевым подводом пароводяной смеси:
1 — крышка камеры пароводяной смеси; *2* — завихритель; *3* — труба сепаратора; *4* — средний уровень в межсепарационном пространстве; *5* — кожух сепаратора; *6* — переливные окна; *7* — направляющие лопатки; *8* — торцевые отверстия для выхода пара

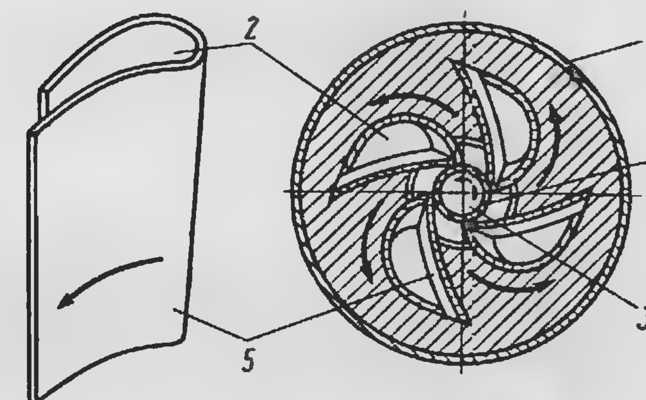


Рис. 9.11. Схема расположения направляющих лопаток:
1 — кожух сепаратора; *2* — межлопаточный канал для отвода пара; *3* — труба сепаратора в верхней части; *4* — переливное окно; *5* — направляющая лопатка

На рис. 9.10 для примера приведена конструкция сепаратора, обеспечивающая допустимую влажность пара перед вертикальными жалюзийными сепараторами, не превышающую 10%, при весьма высоких паровых нагрузках. Завихритель, расположенный в трубе сепаратора диаметром 100 мм, имеет шесть закручивающих лопаток, наружный выходной угол которых по отношению к вертикальной плоскости составляет 35°. Расстояние от верхнего обреза завихрителя до нижних кромок переливных окон равно 900 мм. Отвод отсепарированной жидкости производится через четыре прямоугольных окна высотой 700 мм с суммарным проходным сечением по отношению к проходному сечению трубы сепаратора, равным 6,6. Труба сепаратора, через которую отводится основная часть отсепарированного пара, в пределах переливных окон выполнена конусной, с небольшим уменьшением диаметра в соответствии с расходными характеристиками воды и пара. Диаметр наружного кожуха составляет 190 мм.

Как показали эксперименты, в пространстве между трубой и кожухом сепаратора происходит захват пара. Для удаления его из этого пространства на выходе переливных окон установлен лопаточный аппарат для вторичной закрутки воды с захваченным паром в кольцевое пространство между трубой и кожухом сепаратора. В результате этого вода оттесняется к стенке кожуха сепаратора и стекает вниз в межсепарационное пространство, а пар через специальные окна в торцевой части

кольцевого зазора отводится в паровое пространство (рис. 9.11). Нижняя часть кожуха сепаратора для подвода воды выполнена слегка на конус. Уровень воды в межсепарационном пространстве должен поддерживаться несколько выше нижнего торца кожуха, не превышая отметки нижнего среза переливных окон. Общая высота сепаратора, включая нижнюю часть трубы до завихрителя, составляет около 2,5 м.

При указанной конструкции сепаратора влажность пара в зависимости от динамического напора применительно к режимным параметрам кипящих реакторов типа BWR определяется эмпирической формулой

$$\omega = 0{,}147 \exp\left(3{,}35 \cdot 10^{-4} \frac{w_{\text{см}}^2}{2} \rho_{\text{см}}\right), \qquad (9.52)$$

где $w_{\text{см}}$ — средняя скорость смеси, отнесенная к проходному сечению трубы сепаратора. При этом перепад давления на сепараторе при предельно допустимой влажности не превышает 40—50 кПа.

Глава 10

ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ РЕАКТОРОВ С ШАРОВЫМИ ТВЭЛАМИ

10.1. СХЕМА ДВИЖЕНИЯ ШАРОВЫХ ТВЭЛОВ В РЕАКТОРЕ

В реакторах с шаровыми твэлами используется одноразовое или многократное прохождение твэлов через активную зону, при этом в обоих случаях реализуется непрерывная перегрузка топлива. Шаровые твэлы в виде свободной засыпки загружаются сверху и движутся вниз. В нижней части активной зоны они через одно или несколько конических отверстий выгружаются из реактора. В этих реакторах замедлитель находится вместе с топливом в шаровых твэлах и выводится с ними в процессе непрерывной перегрузки.

При одноразовом прохождении шаровых твэлов в верхнем слое практически всегда находится свежее топливо. Топливо проходит активную зону за время, соответствующее кампании реактора, что составляет обычно несколько лет. По мере движения топлива вниз концентрация делящегося нуклида уменьшается, что определяет существенно неравномерный профиль энерговыделения по высоте активной зоны реактора (рис. 10.1): в верхней части энерговыделение во много раз

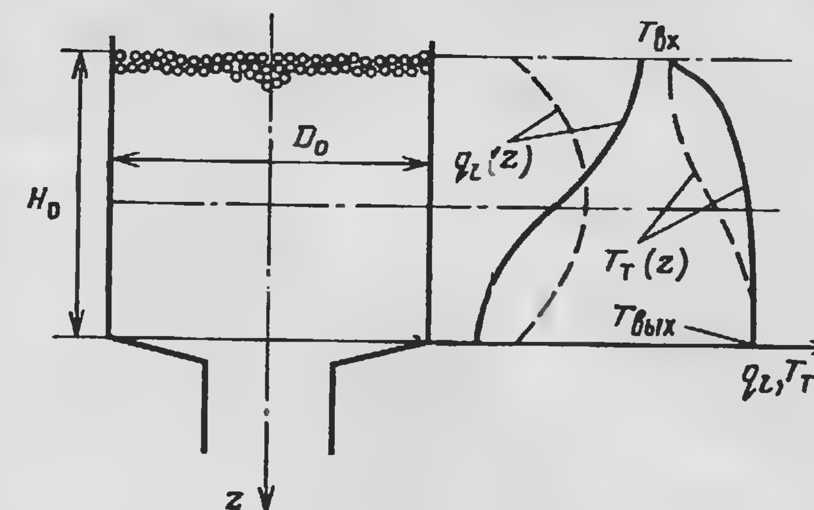


Рис. 10.1. Распределение энерговыделения $q_l(z)$ и температуры теплоносителя $T_т(z)$ по высоте высокотемпературного реактора с шаровыми твэлами:
——— — одноразовое прохождение; – – – — многоразовое прохождение

выше, чем в нижней. Соответственно температура теплоносителя быстро возрастает в зоне высокого энерговыделения с последующим сравнительно небольшим и все уменьшающимся приращением. Указанное распределение энерговыделения и температуры является некоторым достоинством этой схемы движения, так как максимальная температура теплоносителя находится в зоне минимального энерговыделения.

При многократном прохождении шаровых твэлов через активную зону необходимо иметь измерительное устройство для определения глубины выгорания топлива. Шаровые твэлы, достигшие номинальной глубины выгорания, выводятся из цикла, а остальные вместе с добавкой свежих твэлов возвращаются в реактор. Это заметно выравнивает профиль энерговыделения по высоте реактора, причем более свежие шаровые твэлы можно засыпать по периферии, что позволяет выравнять энерговыделение и в радиальном направлении. При большой скорости движения и высокой кратности возврата шаровых твэлов в реактор профиль энерговыделения по высоте активной зоны практически близок к косинусоидальному (см. рис. 10.1). Соответственно изменяется и профиль распределения температуры теплоносителя по высоте реактора по сравнению со схемой одноразового прохождения шаровых твэлов через реактор. К недостаткам многократного прохождения шаровых твэлов через активную зону следует отнести трудности обеспечения надежной сортировки твэлов по глубине выгорания; кроме того, работа осложняется в связи с высокой радиоактивностью всего тракта возврата топлива.

В реакторах с шаровыми твэлами профиль энерговыделения в радиальном направлении может оказаться существенно неравномерным, если не предпринять соответствующих мер по его выравниванию. Это обусловлено тем, что шаровые твэлы на периферии движутся медленнее, чем в центральной части, что неблагоприятно сказывается на величине k_r — коэффициенте неравномерности энерговыделения. Для

обеспечения более равномерного движения шаровых твэлов по всему сечению идут на устройство с несколькими каналами выгрузки со специальным профилированием их в нижнем графитовом поде.

При равномерном движении и одинаковом обогащении шаровых твэлов в радиальном направлении коэффициент неравномерности $k_r \approx 1{,}8$. Как уже упоминалось, при многократном использовании шаровых твэлов для выравнивания энерговыделения в радиальном направлении свежее топливо следует вводить в периферийные слои. При одноразовом прохождении шаровых твэлов в центральную часть наряду со свежим топливом можно подавать «ложные» шары. Они могут состоять либо из одного графита, либо из графита с присадкой поглотителя тепловых нейтронов; возможны и другие комбинации, например с содержанием воспроизводящего материала. Использование тех или иных мер позволяет заметно выравнять энерговыделение по радиусу и иметь $k_r \approx 1{,}2 \div 1{,}3$.

Для проведения теплогидравлического расчета активной зоны с засыпкой шаровыми твэлами необходимо знать объемную пористость. При засыпке в большой объем шаровых твэлов одинаковых размеров в зависимости от геометрии укладки их пористость может колебаться от 0,26 до 0,68. При свободной засыпке они укладываются хаотично, в одних местах с большей пористостью, в других — с меньшей. Многочисленные эксперименты показывают, что в этом случае пористость ε соответствует более плотной упаковке. В расчетной практике ее принимают $\varepsilon = 0{,}39$.

10.2. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ИСХОДНЫХ ДАННЫХ И ТЕМПЕРАТУРЫ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ ПО ВЫСОТЕ АКТИВНОЙ ЗОНЫ

При заданной тепловой мощности объем активной зоны определяется соотношением (8.2), где q_V — среднее удельное энерговыделение в расчете на единицу объема активной зоны, пределы изменения которого, как указывалось в гл. 8, составляют 6—10 МВт/м^3. Обычно принимается, что активная зона реактора с шаровыми твэлами имеет форму правильного цилиндра, и пренебрегается наклоном стенок в подовой части. Выбор отношения высоты активной зоны H_0 к диаметру D_0 практически ничем не ограничен, и оно принимается обычно в пределах значений, определяемых выражением (8.4), хотя при этом необходимо иметь в виду, что от D_0 зависит проходное сечение для теплоносителя и в конечном итоге — гидравлическое сопротивление активной зоны.

Расход теплоносителя, в качестве которого в высокотемпературных реакторах используется гелий, имеющий постоянную удельную теплоемкость во всем интервале изменения температур, рассчитывается из соотношения (8.7).

Учитывая высокий подогрев теплоносителя в активной зоне и существенное изменение его плотности, лучше определять не линейную, а массовую скорость, среднее значение которой для любого сечения

$$\overline{\rho w} = \frac{G}{(\pi D_0^2/4)\,\varepsilon}. \qquad (10.1)$$

Расчет ведется обычно на тепловую нагрузку, приходящуюся на один шар, среднее значение которой определяется соотношением

$$\bar{q}_ш = Q_{тепл}/n, \qquad (10.2)$$

где n — число шаровых твэлов, рассчитываемое исходя из диаметра шарового твэла $d_ш$, размеров активной зоны и пористости, т. е.

$$\frac{\pi d_ш^3}{6} n = \frac{\pi D_0^2}{4} H_0 (1-\varepsilon). \qquad (10.3)$$

Отсюда

$$n = \frac{3}{2}(1-\varepsilon)\frac{D_0^2}{d_ш^3} H_0. \qquad (10.4)$$

В зависимости от схемы прохождения шаровых твэлов принимается тот или иной закон изменения тепловой нагрузки по высоте активной зоны.

Для многократного прохождения шаровых твэлов через активную зону

$$q_ш(z) = q_{ш,0}\cos(\pi z/H), \qquad (10.5)$$

где $q_{ш,0} = k_z \bar{q}_ш$ — тепловая нагрузка шарового твэла в центральной плоскости; k_z — коэффициент неравномерности по высоте, определяемый формулой (7.29), при этом z изменяется в пределах от $-H_0/2$ до $H_0/2$, а в центральной плоскости $z=0$.

В случае одноразового использования шаровых твэлов закон изменения тепловой нагрузки по высоте приближенно может быть аппроксимирован экспонентой вида

$$q_ш(z) = q_{ш,0}\exp(-az), \qquad (10.6)$$

где $q_{ш,0}$ — значение тепловой нагрузки шаровых твэлов в верхнем сечении при $z=0$, причем z изменяется от 0 в верхнем сечении до H_0 в нижнем. Коэффициент a можно определить из следующего соотношения:

$$q_{V,0}/q_{V,H_0} = e^0/e^{-aH_0} = \exp(aH_0).$$

Отсюда

$$a = \frac{1}{H_0}\ln(q_{V,0}/q_{V,H_0}). \qquad (10.7)$$

Здесь $q_{V,0}$ и q_{V,H_0} — энерговыделение в расчете на единицу объема активной зоны в верхнем сечении при $z=0$, где

находится только свежее топливо, и в нижнем при $z=H_0$, где топливо достигло максимальной (конечной) глубины выгорания. Имеющийся опыт эксплуатации высокотемпературных реакторов с одноразовым прохождением твэлов через активную зону показывает, что в вариантных расчетах можно принимать $q_{V,0}=20\div 40$ МВт/м³, а $q_{V,H_0}=0{,}1\div 0{,}2$ МВт/м³. В последующем, после проведения физического расчета, эти величины уточняются. При этом $q_{V,0}$ определяется допустимой энергонапряженностью, а q_{V,H_0} — глубиной выгорания.

Тепловую нагрузку в верхнем сечении можно найти исходя из общего теплового баланса:

$$Q_{\text{тепл}}=2\pi\int\limits_0^{R_0} r\,dr\int\limits_0^{H_0} q_{\text{ш},0}\exp(-az)\,dz(1-\varepsilon),$$

откуда

$$q_{\text{ш},0}=\frac{aQ_{\text{тепл}}}{\pi R_0^2(1-\varepsilon)[1-\exp(-aH_0)]}. \tag{10.8}$$

Температура теплоносителя по высоте активной зоны в расчете на среднюю тепловую нагрузку (без учета радиальной неравномерности) определяется выражением

$$T_{\text{т}}(z)=T_{\text{вх}}+\frac{Q_{\text{тепл}}}{Gc_p}\int\limits_{z_{\text{вх}}}^{z} q(z)\,dz\Big/\int\limits_{z_{\text{вх}}}^{z_{\text{вых}}} q(z)\,dz, \tag{10.9}$$

где $q(z)$ — закон изменения тепловой нагрузки по высоте.

При многократном прохождении шаровых твэлов через активную зону, когда тепловыделение подчиняется косинусоидальному закону,

$$T_{\text{т}}(z)=T_{\text{вх}}+\frac{1}{2}\frac{Q_{\text{тепл}}}{Gc_p}\left(\frac{\sin(\pi z/H)}{\sin(\pi H_0/2H)}+1\right). \tag{10.10}$$

Для одноразового прохождения шаров, т. е. в случае экспоненциального закона изменения тепловыделения,

$$T_{\text{т}}(z)=T_{\text{вх}}+\frac{Q_{\text{тепл}}}{Gc_p}\,\frac{1-\exp(-az)}{1-\exp(-aH_0)}. \tag{10.11}$$

При наличии неравномерности энерговыделения в радиальном направлении подогрев теплоносителя зависит от r, а это значит, что и плотность газа, и его скорость в одном и том же сечении зависят от r и $\rho w(r)\neq\overline{\rho w}$. Очевидно, что в наиболее горячей струе $\rho w(r)<\overline{\rho w}$. Связь между ними можно представить соотношением

$$\delta=\overline{\rho w}/\rho w(r), \tag{10.12}$$

определение которого ведется путем разбиения зоны на концентрические окружности. Для каждого кольцевого элемента

зоны определяется средняя температура теплоносителя, а по ней — его плотность и скорость. В соответствии с этим максимальная температура теплоносителя в наиболее горячей струе определяется формулой

$$T_{\text{т}}^{\text{макс}}(z)=T_{\text{вх}}+k_r\delta\frac{Q_{\text{тепл}}}{Gc_p}\int\limits_{z_{\text{вх}}}^{z} q(z)\,dz\Big/\int\limits_{z_{\text{вых}}}^{z} q(z)\,dz. \tag{10.13}$$

При заметном выравнивании энерговыделения по радиусу, когда k_r не превышает 1,2—1,3, поправка δ несущественно отличается от единицы и подогрев теплоносителя в наиболее горячей струе по сравнению со средним увеличивается в k_r раз.

10.3. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ В ШАРОВОМ ТВЭЛЕ

Шаровой твэл состоит из двух слоев (рис. 10.2): внутреннего слоя, представляющего собой топливный шаровой сердечник диаметром $d_{\text{с}}$, и наружного слоя, выполняющего роль оболочки твэла диаметром $d_{\text{ш}}$ и толщиной $(d_{\text{ш}}-d_{\text{с}})/2$. Сердечник состоит из топливных микрочастиц (микротвэлов) с многослойным защитным покрытием из пироуглерода и карбида кремния, диспергированных в графитовой матрице. Размер микротвэлов колеблется от нескольких сотен микрон до миллиметра. В качестве топлива в них можно использовать диоксид, карбиды и нитриды урана. Последние изучены еще слабо. В настоящее время используется только диоксид урана, хотя карбиды урана обладают большей плотностью и теплопроводностью, хорошей совместимостью с графитом, пироуглеродом и карбидами металлов. Наружная оболочка изготовляется в основном из пиролитического графита и карбидов тяжелых металлов и кремния.

Распределение температуры в топливном сердечнике определяется уравнением теплопроводности с внутренними источниками тепла, которое для сферической геометрии имеет вид

$$\frac{d^2T}{dr^2}+\frac{2}{r}\frac{dT}{dr}+\frac{q_{V,\text{с}}}{\lambda}=0, \tag{10.14}$$

где $q_{V,\text{с}}$ — удельное энерговыделение в топливном сердечнике; λ — теплопроводность, которую можно принять равной теплопроводности графита, так как содержание графита в топливном сердечнике в десятки раз превышает содержание топлива.

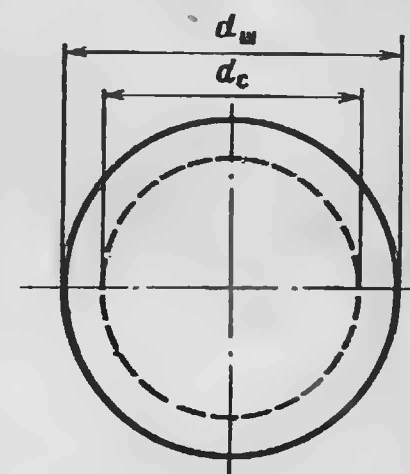


Рис. 10.2. Шаровой твэл ($d_{\text{ш}}$ — диаметр шара по оболочке; $d_{\text{с}}$ — диаметр топливного сердечника)

Среднее удельное энерговыделение в топливном сердечнике для любого сечения без учета тепла, выделяемого в графитовой оболочке шарового твэла, определяется соотношением

$$q_{V,c}=\frac{q_{ш}}{(\pi d_c^3/6)}. \qquad (10.15)$$

Уравнение (10.14) можно представить как

$$\frac{1}{r^2}\frac{d}{dr}\left(r^2\frac{dT}{dr}\right)+\frac{q_{V,c}}{\lambda}=0.$$

Тогда, преобразуя последнее выражение к виду

$$d\left(r^2\frac{dT}{dr}\right)=-\frac{q_{V,c}}{\lambda}r^2\,dr$$

и интегрируя его, получаем

$$r^2\frac{dT}{dr}=-\frac{q_{V,c}}{\lambda}\frac{r^3}{3}+C_1. \qquad (10.16)$$

Разделив последнее выражение на r^2 и интегрируя полученное, имеем

$$T(r)=-\frac{q_{V,c}}{\lambda}\frac{r^2}{6}-\frac{C_1}{r}+C_2. \qquad (10.17)$$

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются из граничных условий. При $r=0$ (в центре шарового твэла) $dT/dr=0$ и, как следует из уравнения (10.16), $C_1=0$. При $r=r_c$ температура равна температуре на внешней поверхности топливного сердечника T_c. Тогда из уравнения (10.17) следует

$$C_2=T_c+\frac{q_{V,c}}{6\lambda}r_c^2,$$

а температура топливного сердечника для любого значения r

$$T(r)=T_c+\frac{q_{V,c}}{6\lambda}r_c^2\left(1-\frac{r^2}{r_c^2}\right). \qquad (10.18)$$

Подставив в (10.18) вместо $q_{V,c}$ его значение по (10.15), получим

$$T(r)=T_c+\frac{q_{ш}}{4\pi d_c\lambda}\left(1-\frac{r^2}{r_c^2}\right), \qquad (10.19)$$

где $[q_{ш}]=$ Вт.

Максимальная температура в центре топливного сердечника

$$T_0=T_c+q_{ш}/(4\pi d_c\lambda). \qquad (10.20)$$

В настоящее время предельная температура матричного топлива, в том числе рассматриваемых шаровых твэлов, оценивается равной 1300—1350° С.

Распределение температуры в оболочке шарового твэла описывается тем же уравнением теплопроводности, общее решение которого определяется выражением (10.17) с той лишь разницей, что тепловыделение в ней мало по сравнению с $q_{V,c}$ и им можно пренебречь. Тогда, используя граничные условия, из уравнения (10.17) получаем:

при $r=r_c$

$$T(r)=T_c=-C_1/r_c+C_2; \qquad (10.21)$$

при $r=r_{ш}$

$$T(r)=T_{ш}=-C_1/r_{ш}+C_2. \qquad (10.22)$$

Вычитая одно уравнение из другого, имеем

$$T_c-T_{ш}=\Delta T_{об}=C_1(1/r_{ш}-1/r_c).$$

Отсюда

$$C_1=(T_c-T_{ш})/(1/r_{ш}-1/r_c). \qquad (10.23)$$

Подставив это выражение, например, в (10.21), найдем вторую константу:

$$C_2=T_c+(T_c-T_{ш})/(r_c/r_{ш}-1). \qquad (10.24)$$

Тогда температура оболочки шарового твэла определяется уравнением

$$T_{об}(r)=T_c-\frac{T_c-T_{ш}}{1-r_c/r_{ш}}+\frac{T_c-T_{ш}}{1/r_c-1/r_{ш}}\frac{1}{r}. \qquad (10.25)$$

Количество тепла, переданного через оболочку твэла, описывается выражением

$$q_{ш}=-\lambda\left(\frac{dT_{об}}{dr}\right)_{r=r_c}4\pi r_c^2, \qquad (10.26)$$

или с учетом (10.25)

$$q_{ш}=\frac{4\pi\lambda_c(T_c-T_{ш})}{1/r_c-1/r_{ш}}. \qquad (10.27)$$

Из (10.20) следует, что

$$T_c=T_0-q_{ш}/(4\pi d_c\lambda). \qquad (10.28)$$

Температура поверхности шарового твэла определяется выражением

$$T_{ш}=T_т+q_{s,ш}/\alpha, \qquad (10.29)$$

где α — коэффициент теплоотдачи от твэла к теплоносителю; $q_{s,ш}$ — тепловая нагрузка на единицу поверхности шарового твэла. Поскольку

$$q_{s,ш}=q_{ш}/(\pi d_{ш}^2),$$

можно записать

$$T_ш = T_т + q_ш/(\pi d_ш^2 \alpha). \qquad (10.30)$$

Подставляя в уравнение (10.27) вместо $T_с$ и $T_ш$ их значения согласно (10.28) и (10.30) и делая элементарные преобразования, получаем максимальную температуру в центре топливного сердечника:

$$T_0 = T_т + \frac{q_ш}{\pi d_ш^2 \alpha} + \frac{q_ш}{4\pi\lambda}\left(\frac{1}{r_с} - \frac{1}{r_ш}\right) + \frac{q_ш}{4\pi d_с \lambda}. \qquad (10.31)$$

Из выражения (10.31) видно, что максимальная температура в центре топливного сердечника определяется температурой теплоносителя и плюс приращения температур за счет теплоотдачи от поверхности твэла к теплоносителю, теплопроводности в оболочке и теплопроводности топливного сердечника.

Последнее уравнение можно переписать в виде

$$T_0 = T_т + q_ш\left[\frac{1}{\pi d_ш^2 \alpha} + \frac{1}{4\pi\lambda}\left(\frac{1}{r_с} - \frac{1}{r_ш}\right) + \frac{1}{4\pi d_с \lambda}\right], \qquad (10.32)$$

где выражение в квадратных скобках представляет собой сумму термических сопротивлений по всем слоям. По формуле (10.32) максимальная температура топливного сердечника может быть определена в расчете как на среднюю, так и на любую локальную тепловую нагрузку.

Глава 11

ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛООБМЕН В ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕАКТОРАХ

11.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Рассмотрение гидродинамики и теплообмена ядерных реакторов ограничим в основном взаимодействием теплоносителя с твэлами, определяющим надежность и технико-экономические показатели реактора в целом.

В ядерных энергетических реакторах в качестве теплоносителей используются вода, газы и расплавленные металлы. По теплофизическим свойствам они существенно различаются между собой, что в значительной мере отражается на эффективности теплоотвода, которая зависит от соотношения кинематической вязкости ν и температуропроводности a, т. е. от критерия Прандтля $Pr = \nu/a$. По значению чисел Прандтля

теплоносители можно разделить на три группы: с числом $Pr > 1$, $Pr \approx 1$ и $Pr \ll 1$.

Первую группу теплоносителей образуют неметаллические капельные жидкости: вода, органические и неорганические жидкости, в том числе расплавленные соли. Для этой группы число Прандтля изменяется в широких пределах (от 1 до ~ 200). Большие значения Pr объясняются главным образом большой вязкостью теплоносителя, особенно при низких температурах, при этом толщина теплового пограничного слоя $\delta_{тепл}$ оказывается существенно меньше, чем гидродинамического слоя $\delta_г$. Среди теплоносителей этой группы наибольшее применение получила обычная вода. Для нее, как, впрочем, и для тяжелой воды, используемой в качестве теплоносителя в тяжеловодных реакторах, число Прандтля при низких температурах много больше 1 (около 10), а при рабочих параметрах ядерных реакторов — порядка 1. В этом смысле она аналогична второй группе теплоносителей — газовым, число Прандтля которых изменяется в сравнительно узких пределах — приблизительно от 0,6 до 1. При этом толщины теплового и гидравлического пограничных слоев примерно одинаковы, т. е. $\delta_{тепл} \approx \delta_г$. Указанное сходство предопределяет одинаковые закономерности, определяющие гидродинамику и теплообмен в газоохлаждаемых и водоохлаждаемых (некипящих) реакторах. Однако отличительной особенностью газовых теплоносителей по сравнению с водой и тем более с жидкими металлами является низкое значение коэффициента теплоотдачи. Это обусловлено прежде всего плохой теплопроводностью газов. Среди используемых газовых теплоносителей — углекислый газ и гелий, последний имеет более высокую теплопроводность, что позволяет получить коэффициент теплоотдачи примерно на порядок выше, чем для углекислого газа.

К третьей группе относятся жидкометаллические теплоносители, число Прандтля которых значительно меньше единицы и изменяется в пределах примерно 0,05—0,005. Столь низкое значение числа Прандтля обусловлено высокой теплопроводностью и сравнительно малой теплоемкостью жидких металлов. Толщина теплового пограничного слоя намного превышает толщину гидравлического слоя, т. е. $\delta_{тепл} \gg \delta_г$, что свидетельствует о решающем влиянии механизма теплопроводности в передаче тепла от поверхности нагрева в ядро потока. Поэтому закономерности теплоотдачи для жидких металлов существенно отличаются от закономерностей для газового и водного теплоносителей. Из жидкометаллических теплоносителей практическое применение в ядерных реакторах получил расплавленный натрий.

Водоохлаждаемые реакторы различаются между собой по агрегатному состоянию теплоносителя — без кипения воды

в активной зоне и кипящие. Гидродинамика и теплообмен при охлаждении кипящим теплоносителем по своим закономерностям существенно отличаются от тех же процессов при охлаждении некипящей водой; они значительно сложнее и трудно поддаются моделированию.

Закономерности гидродинамики и теплообмена определяются также геометрией и видом омывания поверхностей нагрева. В современных энергетических ядерных реакторах в подавляющем большинстве имеет место продольное омывание твэлов теплоносителем. Исключение составляют высокотемпературные реакторы с шаровыми твэлами.

Наиболее распространены ТВС, состоящие из пучка стержневых твэлов, продольно омываемых теплоносителем, с наружным односторонним теплоотводом. Кольцевые твэлы с внутренним теплоотводом использованы в реакторах, например, АМБ на Белоярской АЭС. Одиночные стержневые твэлы применены в магноксовых газоохлаждаемых реакторах, при этом для интенсификации теплообмена наружная поверхность твэлов имеет оребрение. Сложная схема теплоотвода используется в высокотемпературных реакторах с призматическими блоками и стержневыми твэлами. Однако при всех ее возможных разновидностях омывание теплоносителем остается продольным. Штыковые каналы (типа трубки Фильда) можно применять в тяжеловодных реакторах при подводе и отводе теплоносителя с одного торца. Использование кольцевых твэлов с двусторонним теплоотводом в перспективе возможно в кипящих реакторах с перегревом пара, при этом с одной стороны теплоотвод может осуществляться кипящей водой, а с другой — перегретым паром при продольном омывании с обеих сторон.

Для ТВС, представляющих собой пучок стержневых твэлов, характерны торцевые перфорирующие устройства, предназначенные для закрепления твэлов по торцам, и промежуточные дистанционирующие устройства. Это, несомненно, способствует перемешиванию и турбулизации теплоносителя и интенсификации теплообмена. В то же время дистанционирующие устройства увеличивают гидравлическое сопротивление.

11.2. ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ПОТЕРИ ПРИ ОМЫВАНИИ ОДНОФАЗНЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

Общие закономерности, определяющие потери давления по тракту, одинаковы для всех теплоносителей. Потери слагаются из гидравлических потерь на трение, местных сопротивлений, нивелирной составляющей и потерь на ускорение потока теплоносителя:

$$\Delta p = \Delta p_{тр} + \Delta p_{м} + \Delta p_{нив} + \Delta p_{уск}. \qquad (11.1)$$

Потери на трение значительны на протяженных участках и определяются известной формулой Дарси

$$\Delta p_{тр} = \xi_{тр} \frac{l}{d_г} \frac{w^2}{2} \rho, \qquad (11.2)$$

где $\xi_{тр}$ — коэффициент сопротивления трения; l и $d_г$ — длина и гидравлический диаметр проходного сечения канала; w и ρ — скорость и плотность теплоносителя.

Применительно к условиям ядерных реакторов, в активной зоне которых каналы представляют собой чаще всего пучки стержней в трубах различных конфигураций (круглых, шестигранных и т. п.), в качестве диаметра необходимо брать эквивалентный гидравлический диаметр, определяемый общеизвестным соотношением

$$d_{эк} = 4s_к/П, \qquad (11.3)$$

где $s_к$ — проходное сечение канала; П — омываемый периметр.

Так, для пучка стержневых твэлов, размещенных в круглой трубе, эквивалентный диаметр

$$d_{эк} = (d_{тр}^2 - nd^2)/(d_{тр} + nd), \qquad (11.4)$$

где $d_{тр}$ и d — соответственно диаметры трубы и стержневого твэла; n — число стержневых твэлов в пучке. Если труба (чехол ТВС) не круглой формы, то $d_{тр}$ в свою очередь подсчитывается, как и эквивалентный диаметр, по формуле (11.3).

Для кольцевых щелей эквивалентный диаметр равен разности наружного d_2 и внутреннего d_1 диаметров канала:

$$d_{эк} = d_2 - d_1, \qquad (11.5)$$

а в случае узкой щели шириной δ

$$d_{эк} \approx 2\delta. \qquad (11.6)$$

Коэффициент сопротивления трения зависит от режима течения жидкости и ряда других факторов. В случае изотермического ламинарного течения при $Re \leqslant 2300$ он определяется формулой

$$\xi_{тр} = A/Re, \qquad (11.7)$$

где A — константа, зависящая от формы канала. Так, для круглой трубы он равен 64, а для пучка стержней с треугольной решеткой — 121. Критерий Рейнольдса определяется соотношением

$$Re = wd_г/\nu \qquad (11.8)$$

и представляет собой меру отношения сил инерции к силам вязкости. Здесь $d_г$ — гидравлический диаметр канала, соответствующий эквивалентному, определяемому по приведенным выше формулам в зависимости от вида канала.

Для ядерных реакторов наиболее характерен турбулентный режим течения при $Re>2300$. В случае изотермического течения в гладких трубах при $Re=3(10^3\div10^5)$

$$\xi_{тр}=0{,}316/Re^{0,25}, \quad (11.9)$$

а при $Re>10^5$

$$\xi_{тр}=1/(1{,}82\lg Re-1{,}64)^2. \quad (11.10)$$

В ядерных реакторах имеет место подогрев теплоносителя, т. е. неизотермическое течение, что сказывается на коэффициенте сопротивления трения. Так, для неизотермического турбулентного трения в гладких трубах поправка определяется в зависимости от вида теплоносителя по следующим соотношениям:

1) для газов отношение $\xi^{н}_{тр}/\xi^{и}_{тр}$ берется в зависимости от температурного фактора $\chi=T_{ст}/T_0$, где $\xi^{н}_{тр}$ и $\xi^{и}_{тр}$ — коэффициенты сопротивления трения неизотермического и изотермического течений; $T_{ст}$ и T_0 — температура стенки и средняя температура потока. При $0{,}5<\chi<1{,}0$

$$\xi^{н}_{тр}/\xi^{и}_{тр}=1{,}27-0{,}27\chi; \quad (11.11)$$

при $1{,}0<\chi<3{,}5$

$$\xi^{н}_{тр}/\xi^{и}_{тр}=\chi^{-0,55}; \quad (11.12)$$

2) для неметаллической жидкости при $3{,}3\cdot10^3<Re<25\cdot10^3$, $0{,}3<\mu_{ст}/\mu_0<38$ и $1{,}3<Pr<180$

$$\xi^{н}_{тр}/\xi^{и}_{тр}=(\mu_{ст}/\mu_0)^n, \quad (11.13)$$

где $\mu_{ст}$ и μ_0 — динамическая вязкость теплоносителя при температуре стенки и средней температуре потока; показатель степени n при подогреве жидкости равен 0,14, а при охлаждении

$$n=0{,}28Pr^{-0,25}; \quad (11.14)$$

3) для металлических жидкостей поправка равна единице, т. е. $\xi^{н}_{тр}=\xi^{и}_{тр}$.

Для шероховатых труб при достаточно больших числах Re в так называемой автомодельной области величина $\xi_{тр}$ зависит только от относительной шероховатости δ/d, где δ — высота выступов шероховатости. При этом изменение сопротивления описывается квадратичной зависимостью. В этой области коэффициент сопротивления трения описывается формулой Никурадзе

$$\xi_{тр}=1\Big/\left(1{,}74+2\lg\frac{d}{2\delta}\right)^2. \quad (11.15)$$

Начало перехода к квадратичной зависимости определяется соотношением

$$Re_{кр}=(120d/\delta)^{1,125}. \quad (11.16)$$

Для концентрически кольцевого зазора коэффициент сопротивления трения связан с $\xi_{тр}$ для круглой трубы соотношением

$$\xi_{к}=\xi_{тр}\left[\frac{1-d_1/d_2}{1+[1-(d_1/d_2)^2]/\ln(d_1/d_2)^2}\right]^{0,62}(1+0{,}04d_1/d_2), \quad (11.17)$$

где d_1, d_2 — внутренний и наружный диаметры кольцевого твэла. При $d_1/d_2=0{,}01\div0{,}8$ можно использовать приближенное соотношение

$$\xi_{к}\approx1{,}08\xi_{тр}. \quad (11.18)$$

Коэффициент сопротивления трения пучка стержневых твэлов, расположенных в треугольной решетке, определяется соотношением

$$\xi_{п}/\xi_{тр}=0{,}57+0{,}18(s/d-1)+0{,}53[1-\exp(-a)], \quad (11.19)$$

где

$$a=\begin{cases}0{,}58\{1-\exp[-70(s/d-1)]\}+0{,}92(s/d-1) & \text{при } s/d=1{,}02;\\ 0{,}58+9{,}2(s/d-1) & \text{при } s/d>1{,}02;\end{cases}$$

s/d — отношение шага решетки к диаметру твэлов.

При расположении стержней в квадратной решетке

$$\xi_{п}/\xi_{тр}=0{,}59+0{,}19(s/d-1)+0{,}52\{1-\exp[-10(s/d-1)]\}. \quad (11.20)$$

В реакторах на быстрых нейтронах используются пучки стержневых твэлов с проволочной навивкой, толщина которой определяет шаг решетки твэлов. В этом случае коэффициент сопротивления трения определяется соотношением

$$\xi_{пр}/\xi_{тр}=[1{,}03(s/d)^{-0,12}+30(s/d)^7Re^{0,09}(t/d)^{-2,2}]^{0,9}, \quad (11.21)$$

где t — шаг навивки проволоки. Диапазоны изменения определяющих величин: $s/d=1{,}06\div1{,}42$; $t/d=8\div96$; $Re=2{,}6\cdot10^3\div2\cdot10^5$.

Потери давления от местных сопротивлений подсчитываются по формуле

$$\Delta p_{м}=\xi_{м}w^2\rho/2, \quad (11.22)$$

где $\xi_{м}$ — коэффициент местного сопротивления; w — скорость в расчетном сечении участка, создающего местное сопротивление. К местным сопротивлениям относятся внезапные сужения и расширения потока, дистанционирующие устройства, повороты и другие сосредоточенные препятствия, изменяющие скорость и направление потока теплоносителя. Значения коэффициентов местного сопротивления $\xi_{м}$, а также коэффициентов A в формуле (11.7) и шероховатостей δ берутся по справочной литературе.

В пределах активной зоны ядерного реактора основными местными сопротивлениями являются дистанционирующие

решетки, устанавливаемые с шагом 20—30 диаметров твэлов. При охлаждении пучка твэлов однофазной жидкостью коэффициент местного сопротивления одной дистанционирующей решетки можно принять постоянным и равным 0,5.

Полное гидравлическое сопротивление равно сумме потерь давления на трение и местные сопротивления:

$$\Delta p_{г} = \Delta p_{тр} + \Delta p_{м} = \left(\xi_{тр} \frac{l}{d_{г}} + \sum_{i} \xi_{м.i} \right) \frac{w^2 \rho}{2}, \qquad (11.23)$$

где $(\xi_{тр} l/d + \sum_i \xi_{м.i})$ — приведенный гидравлический коэффициент сопротивления.

Нивелирная составляющая потери давления определяется формулой

$$\Delta p_{нив} = g \rho H, \qquad (11.24)$$

где g — ускорение свободного падения; H — высота вертикального канала. Для реакторов с газовым теплоносителем эта составляющая пренебрежимо мала и в расчетах не учитывается.

Потеря давления на ускорение определяется разностью количества движения на участке между двумя сечениями, которая возникает вследствие различия скоростей и плотностей теплоносителя в этих сечениях. Исходя из этого определения потерю напора на ускорение между сечениями 1 и 2 можно записать в виде

$$\Delta p_{уск} = (w^2 \rho)_2 - (w^2 \rho)_1. \qquad (11.25)$$

Для капельных жидкостей эта составляющая пренебрежимо мала и в расчетах не учитывается. Для газовых теплоносителей с высоким подогревом ее следует оценивать и при больших значениях учитывать в расчете.

Гидравлическое сопротивление активной зоны высокотемпературных газографитовых реакторов с шаровыми твэлами (рис. 10.1) определяется пористостью шаровой засыпки ε, а также размерами самой активной зоны. Средний перепад давления в ней записывается в виде

$$\Delta p = \xi_{ш} \frac{H_0}{d_{ш}} \frac{\bar{w}_0^2}{2} \bar{\rho}. \qquad (11.26)$$

Здесь H_0 — высота активной зоны; $\bar{w}_0$ — средняя скорость газа в незагроможденном сечении. Действительная средняя скорость газа между шарами

$$\bar{w} = \bar{w}_0 / \varepsilon. \qquad (11.27)$$

Для расчета коэффициента сопротивления шаровой засыпки предлагаются различные формулы для разных значений пористости и в широком диапазоне чисел Рейнольдса. Однако

значения $\xi_{ш}$, полученные по ним, могут различаться в 2 раза и более, что свидетельствует о необходимости дальнейших исследований в этой области.

Для определения $\xi_{ш}$ можно рекомендовать формулу

$$\xi_{ш} = 15 (1 + 275/\mathrm{Re}^{0,7}), \qquad (11.28)$$

полученную для диапазона чисел Re от $5 \cdot 10^3$ до $5 \cdot 10^4$ и пористости $\varepsilon \approx 0,4$, что соответствует современным реакторам с шаровыми твэлами. Число Re определяется соотношением

$$\mathrm{Re} = \rho w_0 d_{ш} / \mu. \qquad (11.29)$$

Как показывают эксперименты, начиная с $\mathrm{Re} \approx 3 \cdot 10^4$ наступает автомодельная область, в которой коэффициент гидравлического сопротивления определяется только пористостью и может быть подсчитан по формуле

$$\xi_{ш} = 0,54/\varepsilon^4. \qquad (11.30)$$

11.3. ПОТЕРИ ДАВЛЕНИЯ ПРИ КИПЕНИИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

Суммарный перепад давления в каналах с кипящим теплоносителем включает в себя те же составляющие, что и при омывании однофазным теплоносителем, и определяется выражением (11.1). Однако каждая из этих составляющих зависит от паросодержания, структуры двухфазного потока и ряда других факторов, обусловленных сложностью закономерностей гидродинамики пароводяного потока. Особенно это относится к определению потерь на трение.

На рис. 11.1 приведены кривые потерь давления в зависимости от массового паросодержания потока x при различных давлениях. Потери давления характеризуются здесь отношением $\Delta p_{тр.см}/\Delta p_{тр}$, которое показывает, во сколько раз потеря на трение при движении пароводяной смеси $\Delta p_{тр.см}$ выше, чем потери давления на трение при движении с той же массовой скоростью воды при температуре насыщения, т. е. однофазной жидкости. На рисунке приведены экспериментальные данные, полученные при адиабатном течении пароводяной смеси (без обогрева) и в обогреваемых каналах, а также расчетные зависимости в предположении, что поток пароводяной смеси является гомогенным (без учета проскальзывания пара) и потери давления в нем определяются формулой

$$\Delta p_{тр.гом} = \xi_{тр} \frac{l}{d_{г}} \frac{w_{см}^2 \rho_{см}}{2}, \qquad (11.31)$$

где $w_{см}$ и $\rho_{см}$ — скорость и плотность гомогенного потока пароводяной смеси соответственно, причем

$$w_{см} = w_0'' + w_0'; \qquad (11.32)$$

$$\rho_{см} = \beta \rho'' + (1 - \beta) \rho', \qquad (11.33)$$

или через удельные объемы

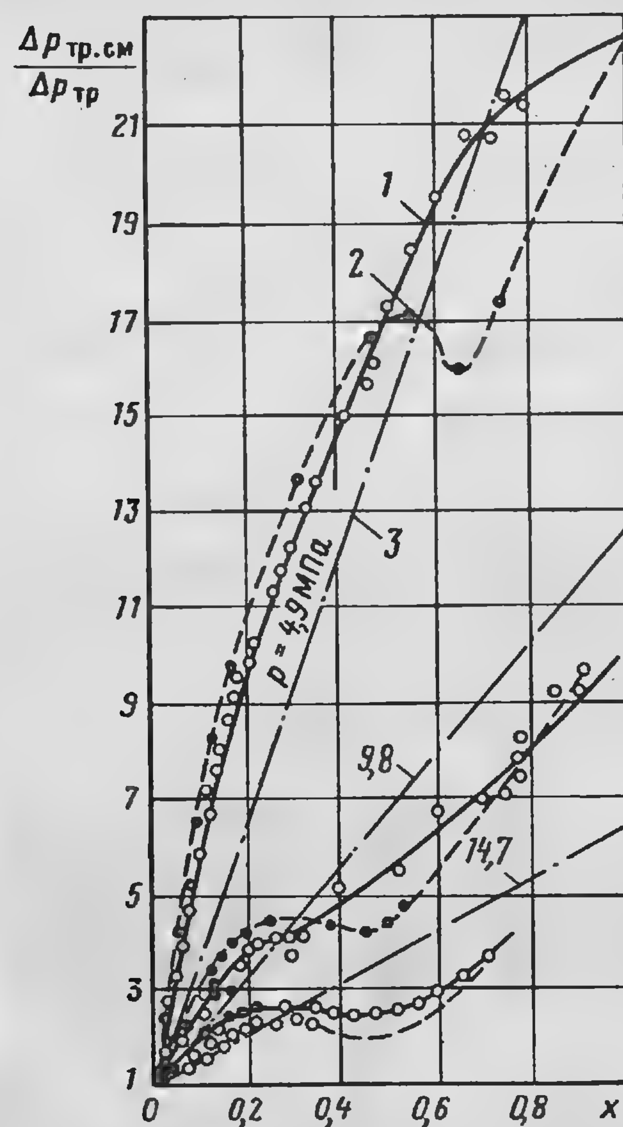


Рис. 11.1. Зависимость сопротивления пароводяного потока от паросодержания при различных давлениях:
1 — без обогрева; *2* — с обогревом; *3* — расчетные зависимости для гомогенного потока

$$\frac{1}{\rho_{см}} = v_{см} = v''x + v'(1-x). \qquad (11.34)$$

Учитывая, что объемное расходное паросодержание $\beta = w_0''/w_{см}$, выражение (11.33) преобразуем к виду

$$\rho_{см} = (\rho'' w_0'' + \rho' w_0')/w_{см}. \qquad (11.35)$$

Подставив в формулу (11.31) вместо $\rho_{см}$ ее значение согласно (11.35) и умножив числитель и знаменатель на $\rho' w_0$, получим

$$\Delta p_{тр.гом} = \xi_{тр} \frac{l}{d_г} \frac{\rho' w_0 w_{см}}{2} \times \frac{\rho'' w_0'' + \rho' w_0'}{\rho' w_0}. \qquad (11.36)$$

Здесь w_0 — скорость циркуляции, широко используемая в расчетной практике пароводяных контуров:

$$w_0 = \rho w/\rho', \qquad (11.37)$$

где ρw — массовая скорость в любом сечении парогенерирующего канала. Таким образом, скорость циркуляции w_0 можно представить как скорость жидкости в сечении канала, в котором начинается парообразование.

Скорость циркуляции w_0 и приведенные скорости w_0' и w_0'' связаны между собой соотношением

$$w_0 = w_0' + w_0''\rho''/\rho'. \qquad (11.38)$$

В уравнении (11.36) по условиям неразрывности потока

$$(\rho'' w_0'' + \rho' w_0')/\rho' w_0 = 1. \qquad (11.39)$$

Имея в виду также, что

$$w_{см} = w_0 [1 + x(\rho'/\rho'' - 1)], \qquad (11.40)$$

формулу для определения потерь на трение при течении двухфазного потока в гомогенном приближении окончательно можно записать так:

$$\Delta p_{тр.гом} = \xi_{тр} \frac{l}{d_г} \frac{w_0^2 \rho'}{2} \left[1 + x\left(\frac{\rho'}{\rho''} - 1\right)\right]. \qquad (11.41)$$

Коэффициент сопротивления трения $\xi_{тр}$ в этой формуле принимается равным коэффициенту трения при течении однофазной жидкости. Из этого предположения следует, что отношение

$$\Delta p_{тр.гом}/\Delta p_{тр} = 1 + x(\rho'/\rho'' - 1) \qquad (11.42)$$

представляет собой величину, показывающую, во сколько раз гидравлическое сопротивление двухфазного потока превышает сопротивление однофазной жидкости при той же массовой скорости. Эта величина не зависит от массовой скорости, линейно возрастает с увеличением паросодержания, равна единице при $x = 0$ и достигает максимума, равного ρ'/ρ'', при $x = 1$.

Однако экспериментальные значения $\Delta p_{тр.гом}/\Delta p_{тр}$ заметно отличаются от рассчитанных по гомогенной модели. При $x < 0{,}3 \div 0{,}5$ (в зависимости от давления) сопротивление смеси превышает рассчитанное по гомогенной модели, а при дальнейшем увеличении x оно становится меньше. Более того, сопротивление смеси зависит от наличия или отсутствия обогрева. Поэтому при использовании формулы (11.41), в которой $\xi_{тр}$ принимается таким же, как и для однофазной жидкости, необходимо вводить поправку. Имеется несколько подходов для учета негомогенности. В частности, в одном из них, используемом в нормативном методе расчета парогенераторов, сопротивление трения пароводяной смеси в необогреваемом канале $\Delta p^{б.об}_{тр.см}$ определяется по формуле

$$\Delta p^{б.об}_{тр.см} = \xi_{тр} \frac{w_0^2 \rho'}{2} \left[1 + \psi x\left(\frac{\rho'}{\rho''} - 1\right)\right], \qquad (11.43)$$

где ψ — поправочный коэффициент, учитывающий структуру двухфазного потока. Для $x \leqslant 0{,}7$, характерных для кипящих реакторов с многократной естественной или принудительной циркуляцией теплоносителя, коэффициент ψ определяется по монограммам на рис. 11.2. В области развитого кипения формула (11.43) с достаточной точностью дает результаты и для обогреваемых каналов.

Однако при сравнительно низких значениях паросодержания, характерных для области поверхностного (неравновесного) кипения, влияние теплового потока сказывается более значительно. Для этой области гидравлическое сопротивление рассчитывается по формуле

$$\frac{\Delta p^{об}_{тр.см}}{\Delta p^{б.об}_{тр.см}} = 1 + 3{,}09\left(\frac{q_s}{r\rho'' w_0}\right)^{0,7} \left[7 - \left(1 + \frac{\Delta i_{вых}}{\Delta i_{н.к}}\right)^{0,5}\right] \frac{П_{об}}{П_{смоч}}, \qquad (11.44)$$

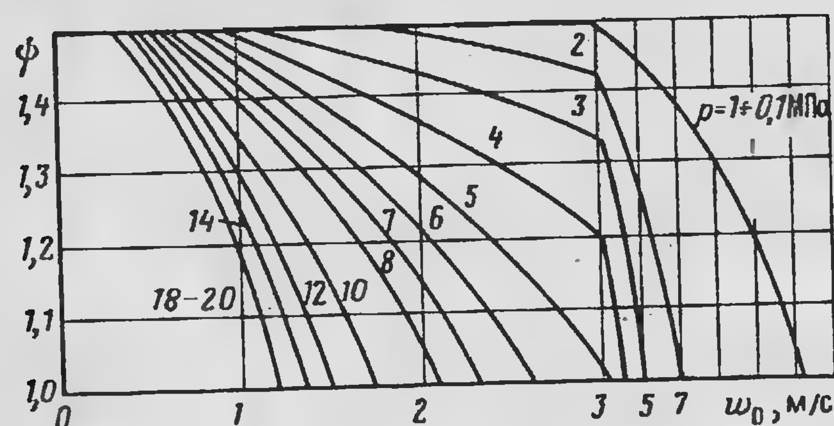


Рис. 11.2. Зависимость коэффициента ψ от скорости циркуляции, используемая при расчете сопротивлений трения в испарительных каналах с многократной циркуляцией

где q_s — поверхностная плотность теплового потока; r — удельная теплота парообразования; $\Delta i_{\text{вых}}$ и $\Delta i_{\text{п. к}}$ — недогрев воды до энтальпии насыщения на выходе из участка и в сечении, где начинается поверхностное кипение; $\Pi_{\text{об}}$ и $\Pi_{\text{смоч}}$ — обогреваемый и смоченный периметры.

Для участка канала с поверхностным кипением, когда за ним следует участок развитого объемного кипения, формула принимает более простой вид:

$$\frac{\Delta p^{\text{об}}_{\text{тр. см}}}{\Delta p^{\text{б. об}}_{\text{тр. см}}} = 1 + 18{,}5\left(\frac{q_s}{r\rho'' w_0}\right)^{0,7}. \qquad (11.45)$$

При использовании формул (11.44) и (11.45) комплексы, составленные из размерных величин, должны быть безразмерными.

Гидравлические потери на трение при движении пароводяных потоков в пучках обогреваемых стержней можно определять по формуле

$$\Delta p^{\text{об}}_{\text{тр. см}} = \xi_{\text{п}} \frac{l}{d_{\text{г}}} \frac{w_0^2 \rho'}{2} \psi \left[1 + x\left(\frac{\rho'}{\rho''} - 1\right)\right], \qquad (11.46)$$

где

$$\psi = \left[1 + 0{,}57\left(\frac{1}{0{,}2 + k} - 5{,}2x^2\right) x^{0.125} (1 - x)^2\right]\left[1 + x\left(\frac{\mu'}{\mu''} - 1\right)\right]^{-0.2x};$$

$$k = \frac{w_0}{\sqrt{g d_{\text{г}}}} \frac{\rho''}{\rho'}; \quad \xi_{\text{п}} = \xi_{\text{тр}} \eta;$$

$\xi_{\text{п}}$ — коэффициент гидравлического сопротивления трения в пучке для однофазного потока; $\xi_{\text{тр}}$ — коэффициент гидравлического сопротивления трения для однофазного потока в трубе; $\eta = (\eta_1 + \eta_2)/2$ — коэффициент, учитывающий неподобие пучка и трубы;

$$\eta_1 = 0{,}6 + 0{,}6\left(\frac{s}{d} - 1\right)^{0.2};$$

$$\eta_2 = \left[\frac{2\varepsilon}{1 - \varepsilon^2}\left(\frac{\varepsilon}{2} - \frac{3}{2} - \frac{\ln \varepsilon}{1 - \varepsilon}\right)\right]^{-0.25};$$

$\varepsilon = s_{\text{с}}/(s_{\text{п}} + s_{\text{с}})$ — доля площади канала, занятая твэлами («плотность» пучка); $s_{\text{с}}$ — сечение пучка, занятое стержнями; $s_{\text{п}}$ — проходное сечение пучка; μ', μ'' — динамическая вязкость воды и водяного пара на линии насыщения.

Для плотных пучков при $\varepsilon \to 1$

$$\eta \approx \left\{\frac{2}{3}\varepsilon\left[1 + \frac{3}{4}(1 - \varepsilon) + \frac{3}{5}(1 - \varepsilon^2) + \ldots\right]\right\}^{-0,25}.$$

Для пучков с относительным шагом $s/d > 1{,}2$

$$\eta = 0{,}92 + 0{,}17/\sqrt{\varepsilon}.$$

Из рис. 11.1 видно, что изменение гидравлического сопротивления в зависимости от x неоднозначно. Для некоторых значений x (в зависимости от давления) сопротивление растет с увеличением паросодержания, а затем появляется точка перегиба, после которой идет либо пологий участок, либо экстремум. Физическая природа этого явления изучена еще не до конца. Неоднозначность гидродинамической характеристики, по-видимому, связана с изменением структуры двухфазного потока, утонением пристенной жидкой пленки вследствие увеличения линейной скорости и интенсивного выноса влаги.

С увеличением массовой скорости и теплового потока неоднозначность характеристики наступает при более низких значениях и уменьшение сопротивления в этой области более значительное.

Неоднозначность гидродинамической характеристики может привести к неустойчивой работе параллельных испарительных каналов в активной зоне кипящих реакторов. Это усугубляется еще и тем, что имеет место неравномерность энерговыделения по объему, а также возможна гидравлическая разверка. Во избежание неоднозначности гидродинамической характеристики производится шайбование, что увеличивает суммарное сопротивление, но устраняет неустойчивость работы параллельных каналов (рис. 11.3).

Потери давления на преодоление местных сопротивлений вследствие заметного перемешивания пароводяной смеси в этом месте рассчитываются, как и для гомогенного потока, по формуле

$$\Delta p_{\text{м}} = \xi_{\text{м}} \frac{w_0^2 \rho'}{2}\left[1 + x\left(\frac{\rho'}{\rho''} - 1\right)\right]. \qquad (11.47)$$

Местное сопротивление дистанционирующих решеток при кипении теплоносителя определяется как

15 Заказ № 3794

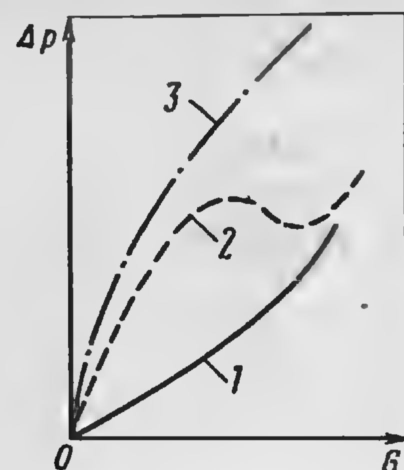


Рис. 11.3. Зависимость гидравлических характеристик парогенерирующего канала от расхода теплоносителя:

1 — гидравлическое сопротивление шайбы; *2* — сопротивление парогенерирующего канала без шайбы; *3* — суммарное сопротивление канала с учетом шайбования

$$\Delta p_м = \xi_м \frac{(\rho w)^2}{2\rho'}\left[\frac{\rho'}{\rho''}\,\frac{x^2}{\varphi} + \frac{(1-x)^2}{1-\varphi}\right], \qquad (11.48)$$

где

$$\xi_м = \xi_{д.р} + 3400 m^{-1,5}\,\mathrm{Re}^{-1}. \qquad (11.49)$$

Здесь $\xi_{д.р}=0{,}5$ — коэффициент местного сопротивления дистанционирующей решетки в области однофазной жидкости; $m=s_р/s_п$; $s_п$ — проходное сечение пучка; $s_р$ — проходное сечение решетки; $\mathrm{Re}=\rho w d_р/\rho'\nu'$; $d_р=4s_р/\Pi_г$ — гидравлический диаметр решетки; истинное объемное паросодержание φ в (11.48) рекомендуется рассчитывать по формуле

$$\varphi = w_0''/(w_0''+w_0'+\Delta w),$$

где

$$w_{см} = w_0''+w_0' = \rho w\left(\frac{x}{\rho''}+\frac{1-x}{\rho'}\right);$$

$$\Delta w = u_0\psi\left[1+20\mathrm{We}^{0.75}\right];\ \ \mathrm{We}=w_{см}\mu'/\sigma;\ \ \psi = 1{,}4(\rho'/\rho'')^{0.2}(1-\rho''/\rho')^5;$$

$$u_0 = \begin{cases} 1{,}53\left[g\sigma(\rho'-\rho'')/(\rho')^2\right]^{0.25} & \text{при } \mathrm{We}>344; \\ 0{,}35\left[g\sigma(\rho'-\rho'')/\rho'\right]^{0,5} & \text{при } \mathrm{We}<344. \end{cases}$$

Коэффициент местного сопротивления дистанционирующей решетки в области развитого кипения с интенсификаторами теплообмена в формуле (11.49) определяется выражением

$$\xi_{д.р} = \left[(1-m)/2m^2\right] + \left[(1/m)-1\right]^2 + \xi_р(h_р/d_р)m^{-2} - 0{,}036. \qquad (11.50)$$

Здесь $\xi_р = [1{,}74 - 2\lg(3{,}5\cdot 10^{-2}/d_р)]^{-2}$; $h_р$ — высота решетки.

Нивелирная составляющая описывается формулой (11.24), где $\rho=\rho_{см}$, и рассчитывается по формуле (9.35). Для этого испарительный канал разбивается на небольшие участки, в пределах которых берется среднее значение истинного объемного паросодержания φ_i.

В парогенерирующих каналах потеря давления на ускорение в соответствии с выражением (11.25)

$$\Delta p_{уск} = w_{см}^2\rho_{см} - w_0^2\rho'. \qquad (11.51)$$

Разделим в этом выражении правую и левую части на $w_0^2\rho'$ и после некоторого преобразования получим

$$\Delta p_{уск} = w_0^2\rho'\left(\frac{w_{см}}{w_0}\,\frac{w_{см}\rho_{см}}{w_0\rho'} - 1\right). \qquad (11.52)$$

Учитывая, что $w_{см}\rho_{см}/w_0\rho' = 1$, имеем

$$w_{см}/w_0 = \rho'/\rho_{см}. \qquad (11.53)$$

Принимая во внимание (11.53), а также подставляя вместо $\rho_{см}$ его значение согласно (9.35), уравнение (11.52) преобразуем к виду

$$\Delta p_{уск} = \frac{w_0^2\rho'}{2}\,\frac{2\varphi(1-\rho''/\rho')}{1-\varphi(1-\rho''/\rho')}. \qquad (11.54)$$

Уравнение (11.54) позволяет определить потерю давления на ускорение на любом участке испарительного канала после начала кипения.

11.4. ТЕПЛООБМЕН ПРИ ОХЛАЖДЕНИИ ОДНОФАЗНЫМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ

При любом режиме движения жидкости термическое сопротивление определяется в основном ламинарным подслоем, прилегающим к стенке канала, в котором протекает теплоноситель. При нагревании теплоносителя, как это имеет место в ядерных реакторах, температура ламинарного подслоя, прилегающего к поверхности нагрева, максимальна, а на границе с турбулентным ядром потока она близка к средней температуре теплоносителя. При этом основные характеристики теплоносителя, необходимые для определения коэффициента теплообмена, должны приниматься для соответствующих температур ламинарного подслоя. В расчетной практике в качестве определяющих принимаются средние температуры стенки и теплоносителя в ядре потока.

Для ламинарного течения жидкости ($\mathrm{Re}<2300$) с неизменными физическими свойствами по сечению потока имеются сравнительно простые зависимости, позволяющие получить коэффициент теплоотдачи для каналов различной геометрии. Преимущественно они имеют вид функциональной зависимости

$$\mathrm{Nu} = f(\mathrm{Pe}), \qquad (11.55)$$

где $\mathrm{Pe}=\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}$ — определяющий критерий; $\mathrm{Nu}=\alpha\bar{l}/\lambda$ — определяемый. В последнем критерии α — коэффициент теплоотдачи; $\bar{l}$ — характерный размер.

При значительных температурных напорах, как это имеет место в ядерных реакторах, на коэффициент теплоотдачи влияет изменение физических характеристик жидкости по

сечению канала, и в первую очередь вязкости жидкости. При определенных условиях на основной поток может накладываться свободная тепловая конвекция с переходом так называемого вязкостного режима движения в вязкостно-гравитационный.

Для приближенного расчета коэффициента теплоотдачи в этих условиях можно рекомендовать формулу

$$Nu = 0{,}15\, Re^{0{,}33} Pr^{0{,}33} (Gr\, Pr)^{0{,}1} (Pr/Pr_{ст})^{0{,}25} \varepsilon_l, \qquad (11.56)$$

где множитель $Gr\, Pr$ учитывает влияние тепловой конвекции. При $Gr\, Pr > 5 \cdot 10^5$ реализуется вязкостно-гравитационный режим и коэффициент теплоотдачи рассчитывается по формуле (11.56). При $Gr\, Pr < 5 \cdot 10^5$ влиянием свободной конвекции можно пренебречь. В этом случае наступает чисто вязкостный режим и при расчете коэффициента теплоотдачи в формуле (11.56) надо положить $Gr = 1$.

В (11.56) определяющим размером является эквивалентный диаметр канала, а определяющей температурой, за исключением $Pr_{ст}$, принята средняя температура потока жидкости. Число $Pr_{ст}$ находится при температуре стенки.

Критерий Грасгофа, характеризующий взаимодействие сил молекулярного трения и подъемной силы, обусловленной различием плотностей жидкости в отдельных точках неизотермического потока, определяется соотношением

$$Gr = g \alpha_v \Delta T d_г^3 / \nu^2, \qquad (11.57)$$

где α_v — коэффициент объемного термического расширения; ΔT — характерный для процесса перепад температуры; g — гравитационное ускорение.

Коэффициент ε_l в формуле (11.56) учитывает влияние начального участка, которое проявляется при $l/d < 50$. В случае ламинарного режима движения эта поправка весьма существенна. Ее можно приближенно учесть с помощью значений, приведенных ниже:

l/d	1	2	5	10	15	20	30	40	50
ε_l	1,90	1,70	1,44	1,28	1,18	1,13	1,05	1,02	1,0

Для нормальной работы ядерных реакторов характерен турбулентный режим течения, при котором ламинарный вязкий подслой становится чрезвычайно тонким, что существенно уменьшает термическое сопротивление подслоя, и закономерности теплоотдачи принимают иной вид. Для капельных жидкостей ($Pr \leqslant 1$) и газов коэффициент теплоотдачи при течении теплоносителя в трубах определяется формулой

$$Nu = 0{,}021\, Re^{0{,}8} Pr^{0{,}43} (Pr/Pr_{ст})^{0{,}25}. \qquad (11.58)$$

Здесь, так же как и в формуле (11.56), за определяющую температуру принимается температура теплоносителя, кроме $Pr_{ст}$. Для последнего критерия по-прежнему теплофизические параметры жидкости берутся при температуре стенки и определяющим размером является эквивалентный диаметр канала. Поправка ε_l при турбулентном режиме движения заметно меньше, чем при ламинарном, и применительно к условиям работы ядерных реакторов ее можно не вводить.

Коэффициент теплоотдачи в каналах с концентрически расположенными кольцевыми твэлами отличается от коэффициента теплоотдачи в трубах. Он зависит от вида теплоотвода через внутреннюю или наружную поверхность, или через обе поверхности (двухсторонний теплоотвод). При нагреве (или охлаждении) только через одну поверхность число Нуссельта в кольцевом канале определяется следующими формулами:

при теплообмене через внутреннюю поверхность кольцевого канала диаметром d_1

$$Nu_1' = Nu_0 \left(1 - \frac{0{,}45}{Pr + 2{,}4}\right) \left(\frac{d_2}{d_1}\right)^n; \qquad (11.59)$$

при теплообмене через наружную поверхность кольцевого канала диаметром d_2

$$Nu_2' = Nu_0 \left(1 - \frac{0{,}45}{Pr + 2{,}4}\right) (d_1/d_2)^{0{,}6}, \qquad (11.60)$$

где $n = 0{,}16 Pr^{-0{,}15}$; Nu_0 — число Нуссельта для круглой трубы. Все числа Нуссельта Nu_1', Nu_2' и Nu_0 рассчитываются по гидравлическому диаметру кольцевого канала $d_г = d_2 - d_1$. Формулы (11.59), (11.60) пригодны также и для плоского канала при $d_2/d_1 = 1$.

При двухстороннем теплоотводе от кольцевого твэла формулы имеют вид

$$Nu_1'' = Nu_1' \left[1 + (q_2/q_1)\, \theta_1 Nu_1'\right]^{-1}; \qquad (11.61)$$

$$Nu_2'' = Nu_2' \left[1 + (q_1/q_2)\, \theta_2 Nu_2'\right]^{-1}. \qquad (11.62)$$

Здесь учитывается различие тепловых нагрузок на внутренней q_1 и наружной q_2 поверхностях кольцевого твэла; Nu_1' и Nu_2' рассчитываются по (11.59) и (11.60); коэффициенты θ_1 и θ_2 определяются формулами

$$\theta_1 = 22\left[0{,}27 (d_1/d_2)^2 - 1\right] Re^{-0{,}87} Pr^{-1{,}05}; \quad \theta_2 = \theta_1 (d_1/d_2).$$

Число Нуссельта при турбулентном течении в кольцевом канале при $q_1 = q_2$

$$Nu_1'' = Nu_2'' \approx 0{,}95\, Nu_0. \qquad (11.63)$$

Коэффициент теплоотдачи в пучках стержней зависит от относительного шага решетки s/d и определяется формулами:

для треугольной решетки

$$Nu = A\, Re^{0{,}8} Pr^{0{,}4}, \qquad (11.64)$$

где

$$A=0{,}0165+0{,}02\left[1-0{,}91\,(s/d)^{-2}\right](s/d)^{0{,}15} \qquad (11.65)$$

в диапазоне $Re=5\cdot10^3\div5\cdot10^5$, $Pr=0{,}7\div20$, $s/d=1{,}1\div1{,}8$;

для квадратной решетки ($s/d=1{,}1\div2{,}4$)

$$Nu=C\,Nu_0, \qquad (11.66)$$

где Nu_0 — число Нуссельта для круглой трубы таким же диаметром $d_г$, что и пучок стержней; $C=1{,}1\,[1{,}27\,(s/d)^2-1]^{0{,}1}$.

Для жидких металлов, в которых, как уже отмечалось, толщина теплового пограничного слоя существенно больше, чем гидравлического, благодаря их высокой теплопроводности закономерности теплообмена носят иной характер. В зависимости от чистоты жидкого металла, что существенно сказывается на теплопроводности пограничного слоя, коэффициент теплоотдачи заметно изменяется. Этим в значительной мере объясняется различие имеющихся рекомендаций по определению коэффициента теплоотдачи. Для условий с высокой очисткой, которую можно предполагать при использовании жидкометаллического теплоносителя в ядерных реакторах, рекомендуются формулы, полученные для наиболее изученных круглых труб:

для $Pe<4\cdot10^3$ и $Pr=0{,}004\div0{,}04$

$$Nu=5+0{,}025\,Pe^{0{,}8}; \qquad (11.67)$$

для $Pe=4\cdot10^3\div2\cdot10^4$

$$Nu=7{,}5+0{,}005\,Pe, \qquad (11.68)$$

где физические характеристики взяты при средней температуре потока, а за определяющий размер принимается $d_{эк}$.

В высокотемпературных газоохлаждаемых реакторах с шаровыми твэлами значение коэффициента теплоотдачи отличается от значений, полученных при продольном омывании стержневых твэлов. Он зависит от пористости шаровой засыпки и числа Re. В диапазоне $Re=2\cdot10^3\div10^4$

$$Nu=0{,}3\,\frac{(1-\varepsilon)^{0{,}35}}{\varepsilon^{1{,}225}}\,Re^{0{,}65}, \qquad (11.69)$$

а в диапазоне $10^4<Re<2{,}5\cdot10^5$

$$Nu=0{,}18\,\frac{(1-\varepsilon)^{0{,}3}}{\varepsilon^{1{,}25}}\,Re^{0{,}7}, \qquad (11.70)$$

где $Nu=\alpha d_ш/\lambda$; $Re=\rho w d_ш \varepsilon/\mu$.

В реакторах с газовым теплоносителем иногда заметный вклад в коэффициент теплоотдачи может давать лучистый теплообмен. Это имеет место только при использовании трехатомных газов, т. е. применительно к ядерным реакторам, охлаждаемым углекислым газом CO_2. Лучистый теплообмен

дает заметный вклад при температуре газа более 600—700° С, а при более низких температурах им можно пренебречь. Поэтому для современных энергетических ядерных реакторов с газовым теплоносителем это в какой-то мере относится к реакторам типа AGR. Однако температура газового теплоносителя в этих реакторах составляет 600—650° С, поэтому лучистый теплообмен в них сравнительно мал. Что же касается высокотемпературных реакторов, в которых температура газового теплоносителя достигает ~900° С, то в них используется одноатомный газ гелий, излучательная (поглощающая) способность которого пренебрежимо мала.

При использовании газового теплоносителя для увеличения эффективного коэффициента теплоотдачи иногда идут на оребрение твэлов. Это особенно эффективно при сравнительно низком давлении, как, например, в магноксовых реакторах. Оребрение твэлов в этих реакторах повысило коэффициент теплоотдачи в 3—5 раз. Соответственно увеличивается и гидравлическое сопротивление. При давлении примерно 3 МПа и более оребрение не дает заметного положительного эффекта и в реакторной технике не используется.

В гомогенных реакторах теплообмен между теплоносителем и конструкционными материалами активной зоны идет при наличии внутренних источников тепла q_V в самом теплоносителе. В этом случае коэффициент теплоотдачи α от поверхности канала к теплоносителю определяется не обычной формулой $\alpha=q_s/\Delta T_\alpha$; где q_s — поверхностная плотность теплового потока, $\Delta T_\alpha=T_{ст}-T_т$ — разность между температурой стенки и средней температурой теплоносителя, а отношением

$$\alpha=q_s/\Delta T_{\alpha,\,ад}. \qquad (11.71)$$

Здесь $\Delta T_{\alpha,\,ад}=T_{ст,\,ад}-T_т$ — представляет собой разность между так называемой адиабатической температурой стенки и той же средней температурой теплоносителя. Под адиабатической температурой стенки понимают температуру, которую принимает стенка в отсутствие теплообмена с окружающей средой, т. е. при $q_s=0$, при этом коэффициент теплоотдачи α в выражении (11.71) определяется по обычным формулам.

Таким образом, для практических расчетов необходимо знать величину $T_{ст,\,ад}$. Для термически стабилизированного потока в круглой трубе при условии $q_s=const$ и $q_V=const$ и при постоянстве физических параметров теплоносителя получены теоретические зависимости.

Для ламинарного течения жидкости безразмерная адиабатическая разность температур постоянна и определяется выражением

$$\vartheta_{ад}\equiv\lambda\left(T_{ст,\,ад}-T_т\right)/q_V r_k^2=1/16, \qquad (11.72)$$

где q_V — удельное тепловыделение в теплоносителе; r_k — радиус канала; λ — теплопроводность теплоносителя.

При турбулентном течении жидкости величина $T_{ст,ад}$ зависит от чисел Re и Pr и

$$\vartheta_{ад}=1/(a+b\mathrm{Pe}^n), \qquad (11.73)$$

где при подсчете числа $\mathrm{Pe}=\mathrm{Re}\mathrm{Pr}$ в качестве характерного размера принимается диаметр канала. Величины a, b и n зависят от числа Pr и описываются формулами:

при $0{,}001<\mathrm{Pr}\leqslant 1$

$$a=31+\mathrm{Pr}^{-0.4};\quad b=0{,}0066+0{,}0154\,\mathrm{Pr}^{-0.79};$$

$$n=(0{,}82+0{,}08\,\mathrm{Pr}^{-0{,}35})^{-1};$$

при $1<\mathrm{Pr}<100$

$$a=250-380\,\mathrm{Pr}^{0{,}74};\quad b=(14{,}5+8{,}8\,\mathrm{Pr}^{1.05})^{-1};\quad n=1{,}06\,\mathrm{Pr}^{0{,}036}.$$

В реакторах на расплавленных солях типа MSBR (см. гл. 6) в активной зоне имеется массивная графитовая кладка, тепловыделение в которой составляет около 6% полной тепловой мощности, при этом среднее удельное тепловыделение в графитовой кладке определяется формулой (8.58), а тепловой поток q_s в каналах графитовой кладки, омываемых расплавленной топливной солью,— соотношением

$$q_s=0{,}06Q_{тепл}/2\pi r_к H_0 N, \qquad (11.74)$$

где $Q_{тепл}$ — полная тепловая мощность; H_0 — высота активной зоны; N — число параллельных каналов; $r_к$ — радиус канала.

Удельное тепловыделение в самой расплавленной урановой соли

$$q_V=Q/\pi r_к^2 H_0 N, \qquad (11.75)$$

где $Q=0{,}94Q_{тепл}$.

Температура теплоносителя по высоте канала находится из уравнения теплового баланса

$$q_V\pi r_к^2\,dz+q_s 2\pi r_к dz=\rho\pi r_к^2 w c_p dT,$$

где первый член в левой части уравнения определяет подогрев расплавленной соли на участке dz за счет внутренних источников тепла, а второй — за счет стока тепла от графитовой кладки. Из уравнения теплового баланса следует, что

$$\frac{dT}{dz}=\frac{q_V r_к+2q_s}{\rho c_p w r_к}.$$

Интегрируя полученное выражение от $z_{вх}$ до z, получаем

$$T_т(z)=T_{вх}+\int_{z_{вх}}^{z}\frac{q_V r_к+2q_s}{\rho c_p w r_к}\,dz, \qquad (11.76)$$

где ρ, c_p и w — плотность, теплоемкость и скорость теплоносителя.

11.5. ТЕПЛООБМЕН ПРИ КИПЕНИИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

В кипящих ядерных реакторах кипение теплоносителя имеет место в условиях его направленного движения, при этом в случае нормальной работы реализуется пузырьковый режим кипения. Пленочный режим возможен только при существенных отклонениях от нормального режима, например при аварийных ситуациях.

Пузырьковое кипение теплоносителя вызывает дополнительную турбулизацию пристенного подслоя жидкости, что заметно повышает коэффициент теплоотдачи по сравнению с коэффициентом при конвективном теплообмене к однофазной среде. С увеличением теплового потока число центров парообразования возрастает, а это приводит к еще большей турбулизации пристенного ламинарного слоя, и коэффициент теплоотдачи увеличивается.

На рис. 11.4 приведена качественная зависимость изменения коэффициента теплообмена от тепловой нагрузки при кипении жидкости в большом объеме. На участке AB эта зависимость описывается соотношением

$$\alpha=kq_s^n, \qquad (11.77)$$

где k — коэффициент пропорциональности, зависящий от давления и свойства жидкости. В области развитого пузырькового кипения показатель степени n лежит в диапазоне от 0,65 до 0,75. При некотором предельном тепловом потоке (точка B) коэффициент теплообмена резко уменьшается, что свидетельствует о переходе от пузырькового режима кипения к пленочному. Это происходит вследствие слияния зарождающихся на поверхности нагрева паровых пузырьков в сплошную паровую пленку. Низкое значение коэффициента теплоотдачи при пленочном кипении (участок CD) обусловлено низкой теплопроводностью паровой пристенной пленки. Переход от пузырькового к пленочному режиму кипения сопровождается резким повышением температуры теплоотдающей стенки, а тепловой поток, при котором происходит этот переход, называется критическим. Значения тепловых потоков, при которых происходит переход

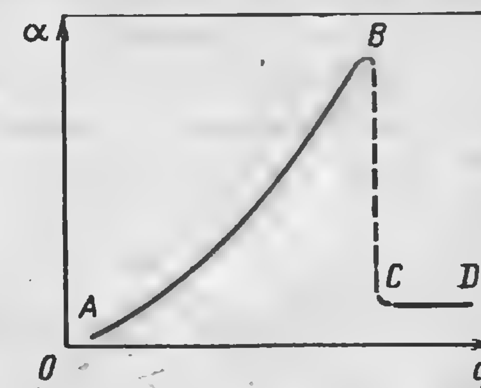


Рис. 11.4. Зависимость коэффициента теплоотдачи от теплового потока при кипении в большом объеме

пузырькового кипения к пленочному и наоборот, обычно не совпадают. Поэтому точки B и C на рисунке соединены пунктирной линией. Как правило, переход от пленочного режима к пузырьковому наблюдается при меньших тепловых потоках, чем от пузырькового к пленочному.

Коэффициент теплоотдачи в большом объеме при развитом кипении воды (участок AB на рис. 11.4) определяется формулой

$$\alpha_0 = 4{,}34 q_s^{0,7} (p^{0,14} + 1{,}35 \cdot 10^{-2} p^2), \tag{11.78}$$

где $[q_s] = \text{Вт/м}^2$; $[p] = \text{МПа}$; $[\alpha] = \text{Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$.

В условиях направленного движения, как это имеет место в ядерных реакторах, паровые пузырьки, образующиеся на теплоотдающей поверхности, испытывают дополнительное динамическое воздействие со стороны потока кипящей жидкости. В этих условиях коэффициент теплоотдачи зависит не только от интенсивности механизма переноса теплоты, обусловленного процессом парообразования, но и от интенсивности теплообмена. При кипении в большом объеме влияние парового воздействия всегда несоизмеримо выше, чем теплообмен от горячей поверхности, а в условиях направленного движения интенсивность обоих эффектов может оказаться соизмеримой.

На рис. 11.5 приведена зависимость коэффициента теплоотдачи от теплового потока и скорости кипящей жидкости в условиях направленного движения. При сравнительно малых значениях теплового потока интенсивность переноса тепла, обусловленная процессом парообразования, мала по сравнению с интенсивностью турбулентного обмена. В этой области она практически не зависит от теплового потока. С увеличением теплового потока начинает оказывать влияние процесс парообразования. Повышение скорости приводит к росту теплового потока, при котором процесс парообразования начинает влиять на теплообмен.

Зависимость коэффициента теплоотдачи от скорости движения жидкости при различных тепловых потоках приведена на рис. 11.6. Как видно, при малых скоростях на коэффициент теплоотдачи в основном влияет процесс кипения. С увеличением теплового потока влияние этого фактора расширяется в область более высоких скоростей. При некотором минимальном значении q коэффициент теплоотдачи при кипении становится равным коэффициенту теплоотдачи при обычном конвективном теплообмене для однофазной жидкости. В этой области коэффициент теплоотдачи не зависит от теплового потока, главным фактором является конвективный перенос, а процесс парообразования практически не оказывает влияния.

Как отмечалось ранее (см. § 9.2), кипение в испарительных каналах реактора начинается в области недогретой жидкости

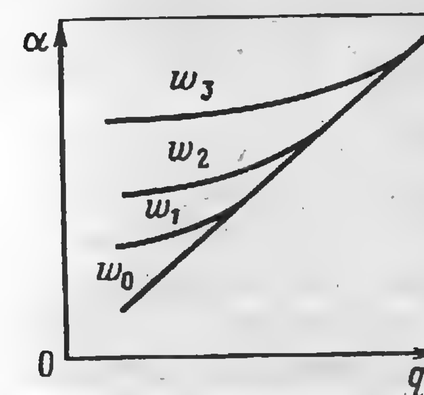


Рис. 11.5. Зависимость коэффициента теплоотдачи от теплового потока для различных скоростей жидкости при кипении в условиях направленного движения [$w_0 = 0$ (кипение в большом объеме); $0 < w_1 < w_2 < w_3$]

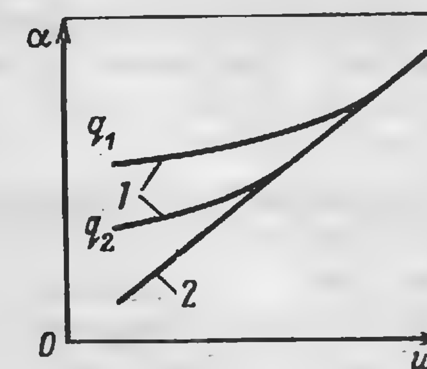


Рис. 11.6. Зависимость коэффициента теплоотдачи от скорости жидкости для различных тепловых потоков при кипении в условиях направленного движения:

1 — для тепловых потоков q_1 и q_2 ($q_1 > q_2$); *2* — для конвективного теплообмена без кипения

до температуры насыщения T_s, после того как температура поверхности твэла превысит эту температуру. Поверхностное кипение наблюдается в достаточно протяженной области канала, которая обладает определенными особенностями и выделяется в самостоятельную. Поверхностное кипение возможно (и оно допускается) не только в кипящих водоохлажденных реакторах, но и в некипящих, например в водо-водяных реакторах с водой под давлением.

Теплоотдачу в каналах при кипении воды, недогретой до температуры насыщения, можно характеризовать отношением

$$\alpha/\alpha_0 = \left\{ 1 + \left[\alpha_0 \left(\frac{1}{\alpha_к} - \frac{T_s - T_т}{q_s} \right) \right]^{-3/2} \right\}^{2/3}, \tag{11.79}$$

где α_0 вычисляется по (11.78); $\alpha_к$ определяется по формулам конвективного теплообмена без кипения воды; $T_s - T_т$ — недогрев воды до температуры насыщения; q_s — удельный тепловой поток.

В испарительных каналах кипящих реакторов коэффициент теплоотдачи при кипении в области недогретой до температуры насыщения жидкости возрастает от значения, соответствующего конвективному теплообмену однофазной жидкости, до значения, определяемого для участка с развитым кипением насыщенной жидкости. Теплоотдача при кипении воды в каналах для развитого пузырькового кипения характеризуется отношением

$$\alpha/\alpha_1 = \sqrt{1 + 7 \cdot 10^{-9} (\rho' w_{см} \cdot r/q_s)^{3/2} (0{,}7\alpha_0/\alpha_1)^2}, \tag{11.80}$$

где $\alpha_1 = \sqrt{\alpha_к^2 + (\varkappa\alpha_0)^2}$. Здесь $\alpha_к$ — конвективный коэффициент теплоотдачи, определяемый в кипящем канале по скорости циркуляции w_0; $w_{см} = w_0 [1 + x(\rho'/\rho'' - 1)]$; r — скрытая теплота

парообразования; коэффициент $\varkappa=0{,}7\div1{,}0$ и зависит от соотношения эффективности теплообмена за счет парообразования и направленного движения.

11.6. КРИТИЧЕСКИЕ ТЕПЛОВЫЕ ПОТОКИ

Как уже отмечалось, теплообмен при кипении может проходить при двух режимах течения жидкости — пузырьковом и пленочном. При пузырьковом режиме кипения коэффициент теплоотдачи сравнительно велик и поверхность нагрева интенсивно охлаждается. Однако при некоторых предельных тепловых потоках пузырьковый режим течения переходит в пленочный (участок CD на рис. 11.4). Это происходит вследствие слияния образующихся на поверхности нагрева пузырьков пара в сплошную паровую пленку. Благодаря низкой теплопроводности пара коэффициент теплообмена во много раз уменьшается и наступает так называемый ухудшенный теплообмен.

При направленном движении кипящей жидкости переход от пузырькового режима течения к пленочному (дисперсному), при котором теплоотдающая поверхность омывается пленкой пара, а в ядре потока вместе с паром движутся мелкие капли жидкости, наступает при некотором граничном паросодержании $x_{гр}$. Это говорит о том, что переход от пузырькового режима течения к пленочному зависит не только от тепловой нагрузки, но и от паросодержания.

В интервале давления $p=1\div17$ МПа, массовой скорости $\rho w=750\div3000$ кг/(м$^2\cdot$с) при диаметре $d=8$ мм значение граничного паросодержания можно найти по формуле

$$x_{гр}=\left(0{,}39+0{,}16p-2{,}12\cdot10^{-2}p^2+0{,}72\cdot10^{-3}p^3\right)\times \times\left(\rho w\cdot10^{-3}\right)^{-0{,}5}. \qquad (11.81)$$

Для диаметров $d=4\div40$ мм и длин каналов 5—10 м, $p=7\div16$ МПа и $\rho w=350\div2000$ кг/(м$^2\cdot$с)

$$x_{гр}=1-0{,}86\exp\left(-19/\rho w\sqrt{d/\rho'\sigma}\right). \qquad (11.82)$$

Теплообмен при пленочном кипении и направленном движении жидкости весьма сложен и описывается эмпирическими зависимостями. В диапазоне от $x_{гр}$ до $x=1$ можно рекомендовать формулу

$$\mathrm{Nu}''=\frac{\alpha d_г}{\lambda}=0{,}023\left(\frac{\overline{\rho w}d_г}{\mu''}\right)^{0{,}8}\left(\frac{\nu''_{ст}}{a''_{ст}}\right)^{0{,}8}\times \times\left[x+\frac{\rho''}{\rho'}(1-x)\right]^{0{,}8}y, \qquad (11.83)$$

где

$$y=1-0{,}1\left(\rho'/\rho''-1\right)^{0{,}4}(1-x)^{0{,}4},$$

а $\nu''_{ст}$ и $a''_{ст}$ — кинематическая вязкость и температуропроводность пара при температуре стенки; ρw — средняя массовая скорость. Все остальные параметры жидкости и пара берутся при температуре насыщения.

Средняя теплоотдача в пучке стержней в этой области определяется соотношением

$$\overline{\mathrm{Nu}}=\mathrm{Nu}''k, \qquad (11.84)$$

где k — отношение среднего коэффициента теплоотдачи в пучке к коэффициенту теплоотдачи в трубе:

$$k\approx1{,}1s/d-0{,}26. \qquad (11.85)$$

Тепловой поток, при котором происходит переход от пузырькового режима кипения к пленочному, называется критическим. Для кипения в большом объеме он зависит от давления и определяется кривой, представленной на рис. 11.7. Как видно, с ростом давления критический тепловой поток сначала возрастает, а затем падает. Максимальное значение приходится на область давления от 5 до 10 МПа. При давлении, близком к вакууму или критическому давлению, тепловой поток $q_{кр}$ стремится к нулю.

При направленном движении кипящей жидкости значение $q_{кр}$ отличается от значения при кипении в большом объеме. Увеличение паросодержания приводит к повышению скорости смеси и способствует отрыву пузырьков пара от поверхности нагрева, что в конечном итоге приводит к более позднему образованию паровой пленки. При дальнейшем увеличении паросодержания начинает проявляться обратный эффект, связанный с более эффективным срывом жидкой пленки. Таким образом, в этих условиях критический тепловой поток зависит не только от давления, но и от массовой скорости ρw и паросодержания x на выходе из канала. Применительно к условиям ядерных реакторов, охлаждаемых водным теплоносителем, поверхностную плотность критического теплового

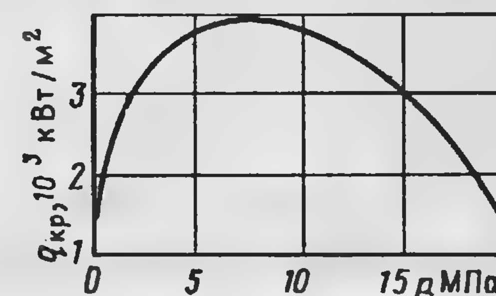


Рис. 11.7. Зависимость критического теплового потока от давления при кипении воды в большом объеме

потока в пучках стержней можно определить по формуле

$$q_{кр}=0{,}65\cdot10^6(\rho w)^{0,2}(1{,}3-4{,}36\cdot10^{-2}p)(1-x)^{1,2},\qquad(11.86)$$

где $[q_{кр}]$ = Вт/м²; $[\rho w]$ = кг/(м²·с); $[p]$ = МПа. Формула рекомендована в диапазоне давлений от 3 до 10 МПа, массовых скоростей от 380 до 4000 кг/(м²·с), паросодержаний от −0,2 до 0,25, диаметров стержневых твэлов 5—14 мм и зазора между ними 1,7—4,6 мм. Таким образом, она может быть использована для кипящих и некипящих водоохлаждаемых реакторов в области как развитого объемного, так и поверхностного кипения.

Для водоохлаждаемых реакторов, давление теплоносителя в которых не соответствует пределам применимости формулы (11.86), например для реакторов типа ВВЭР, $q_{кр}$ можно определять по формуле

$$q_{кр}=\frac{(1-X/3{,}5)^{1/3}}{320(1+l/3{,}54)}r\rho'\left[gd_{тепл}(ga')^{1/3}\right]^{1/3}\mathrm{Re}^{1/5}\mathrm{Pr}^{1/3},\qquad(11.87)$$

где $X=x[(\overline{\rho w})^2 d_{тепл}/\sigma\rho']^{1/5}$ — обобщенное массовое паросодержание; $d_{тепл}$ и l — тепловой диаметр и длина пучка твэлов; $\mathrm{Re}=\overline{\rho w}d_{тепл}/\mu'$; $\mathrm{Pr}=\nu'/a'$. Результаты, полученные по формуле (11.87), с погрешностью ±20% согласуются с опытными данными в диапазоне параметров $4\leqslant p\leqslant18$ МПа; $500\leqslant\overline{\rho w}\leqslant5000$ кг/(м²·с); $-0{,}5\leqslant X\leqslant3$; $4\leqslant d_{тепл}\leqslant20$ мм; $0{,}4\leqslant l\leqslant7$ м.

Критический тепловой поток — важный фактор, ограничивающий допустимую тепловую нагрузку в водоохлаждаемых ядерных реакторах. С учетом погрешности расчетных формул для определения критического теплового потока запас до $q_{кр}$ принимается не менее 30—35%.

Для реакторов без кипения критический тепловой поток заметно выше, чем для кипящих, так как паросодержание на выходе из каналов некипящих реакторов либо равно нулю, либо составляет несколько процентов, что связано с поверхностным кипением. В кипящих реакторах паросодержание на выходе из каналов не должно превышать $x_{гр}$ и принимается обычно в пределах от 14 до 20%.

Использование интенсификаторов теплообмена в области развитого кипения позволяет заметно увеличить критический тепловой поток. Так, при закручивании пароводяной смеси поверхность теплообмена более интенсивно орошается жидкостью за счет выпадения капелек влаги, находящихся в ядре потока.

Критический тепловой поток в канале с турбулизаторами теплообмена может быть рассчитан по формуле

$$q_{кр,тб}=q_{кр}+\Delta q,\qquad(11.88)$$

где $q_{кр}$ — критический тепловой поток без турбулизаторов;

$$\Delta q=\sqrt{\sum_{i=1}^{n}\Delta q_i^2}\qquad(11.89)$$

— прирост критического теплового потока за счет применения n турбулизаторов. Действие одного турбулизатора затухает на некоторой длине $l_р$ — длине релаксации, м:

$$l_р=0{,}18(1+2\rho wx^3)^{0,12}.\qquad(11.90)$$

Действие одного турбулизатора определяется формулой

$$\Delta q_i=4{,}5\cdot10^{-2}\rho w(p/p_{кр})^{0,25}(1-x)^{0,7}\times\times(F_m/F_0)\exp(-z_i/l_р),\qquad(11.91)$$

где x — массовое паросодержание в месте расположения турбулизатора; F_m/F_0 — отношение миделевого сечения турбулизатора к площади проходного сечения гладкого канала, т. е. доля перекрытия канала турбулизаторами; z_i — расстояние от i-го турбулизатора до рассматриваемого сечения.

Глава 12

УПРАВЛЕНИЕ ЦЕПНОЙ РЕАКЦИЕЙ ДЕЛЕНИЯ И РЕЖИМЫ РАБОТЫ ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

12.1. БАЛАНС НЕЙТРОНОВ В АКТИВНОЙ ЗОНЕ РЕАКТОРА, ЭЛЕМЕНТАРНОЕ УРАВНЕНИЕ КИНЕТИКИ

В процессе работы реактора поддерживается цепная реакция деления ядер делящегося нуклида (ядерного топлива), при этом, как уже указывалось, не только высвобождается тепловая энергия, которая снимается и отводится теплоносителем для использования во внешнем контуре, но и образуются новые свободные нейтроны, необходимые для поддержания реакции деления. Для осуществления самоподдерживающейся цепной реакции деления на постоянном уровне необходимо, чтобы только один нейтрон из вновь образовавшихся нейтронов в предшествующем поколении участвовал в последующем акте деления, а остальные (1,5—2 нейтрона в расчете на один акт деления) должны поглощаться в реакторных материалах, в том числе и в ядерном топливе, без деления и утекать из активной зоны.

Баланс нейтронов в самой активной зоне без учета утечки характеризуется *коэффициентом размножения в бесконечной*

среде k_∞ и определяется только свойствами и размещением материалов в активной зоне. Коэффициент размножения k_∞ для реакторов на тепловых нейтронах подсчитывается по формуле четырех сомножителей

$$k_\infty = \mu\eta\varphi\theta, \qquad (12.1)$$

отражающей взаимодействие нейтронов с материалами активной зоны. Здесь μ — коэффициент размножения на быстрых нейтронах, представляющий собой отношение полного числа быстрых нейтронов, произведенных в результате деления под действием нейтронов всех энергий, к числу быстрых нейтронов, произведенных в результате деления под действием только тепловых нейтронов; η — число вторичных быстрых нейтронов, произведенных на каждый тепловой, поглощенный ядром делящегося нуклида; φ — вероятность избежать резонансного поглощения в процессе замедления; θ — коэффициент использования тепловых нейтронов, представляющий собой отношение числа тепловых нейтронов, поглощенных ядерным топливом, к полному числу тепловых нейтронов, поглощенных во всех материалах активной зоны.

В реакторах на быстрых нейтронах процесс деления ядер топлива идет преимущественно под действием нейтронов высоких энергий. Поэтому при определении k_∞ главное значение имеют коэффициенты η и θ, определяемые поглощением быстрых нейтронов в соответствующих интервалах энергий, а коэффициент μ отражает вклад в деление воспроизводящих материалов.

В реальных реакторах, имеющих конечные размеры, *эффективный коэффициент размножения* определяется произведением

$$k_{эф} = pk_\infty, \qquad (12.2)$$

где p — вероятность нейтронов избежать утечки. Очевидно, что $p<1$. Поэтому, чтобы реальный реактор был работоспособным, должно быть $k_\infty>1$. Утечка нейтронов зависит от свойств материалов активной зоны (пробега нейтронов в процессе замедления и диффузии), а также определяется свойствами отражателя и размерами активной зоны. Увеличение размеров при всех прочих равных условиях уменьшает утечку. В энергетических реакторах, имеющих большие размеры, утечка нейтронов сравнительно невелика и составляет 1,5—2%.

В критическом состоянии реактора устанавливается равновесие между генерацией нейтронов и их убылью, обусловленной поглощением и утечкой, и коэффициент размножения $k_{эф}=1$. При этом мощность (энерговыделение в твэлах) пропорциональна плотности нейтронов и определяется выражением (7.3), где плотность потока нейтронов $\Phi=nv$ представляет

собой произведение плотности нейтронов в единице объема n на скорость нейтронов v, при которой идет их преимущественное взаимодействие с ядрами топлива, определяющее процесс деления.

При нарушении равновесного состояния, когда генерация нейтронов не равна их убыли, возникает так называемая *избыточная реактивность* $\Delta k = k_{эф}-1$. Она может быть положительной, если $k_{эф}>1$, или отрицательной, если $k_{эф}<1$; в первом случае цепная реакция будет развиваться, во втором — убывать. При $\Delta k=0$ реактор находится в равновесном состоянии.

Если предположить, что в реакторе имеется избыточная реактивность Δk, то плотность нейтронов n в активной зоне будет изменяться. При $\Delta k>0$ прирост числа нейтронов за каждое поколение составит величину $n\Delta k$.

Если обозначить *время жизни одного поколения нейтронов* l, то скорость изменения плотности нейтронов в точечном приближении определяется уравнением

$$\frac{dn}{dt}=\frac{\Delta k}{l}n. \qquad (12.3)$$

Интегрируя это выражение, получаем

$$n(t)=n_0\exp\left(\frac{\Delta k}{l}t\right), \qquad (12.4)$$

где n_0 — плотность нейтронов в некоторый начальный момент времени. Отсюда следует, что при $\Delta k=0$ $n=n_0$ и реактор находится в равновесном (критическом) состоянии. Важно отметить, что реактор может находиться в критическом состоянии при любой плотности нейтронов, так как при определении критичности ее абсолютное значение не оговаривается.

Важная динамическая характеристика — *период реактора*. Под ним понимают обычно время, за которое плотность нейтронов изменится в «е» раз. Согласно этому определению из уравнения (12.4) вытекает, что период реактора

$$T=l/\Delta k. \qquad (12.5)$$

Из (12.5) следует, что при $\Delta k=0$ (критическое состояние) $T=\infty$ и мощность реактора в процессе работы не изменяется.

Время жизни одного поколения нейтронов l охватывает период с момента их рождения до поглощения. Оно включает в себя непосредственно время генерации нейтронов с момента захвата нейтрона ядром топлива до образования нейтронов деления. Это время составляет $\sim 10^{-14}$—10^{-15} с. В реакторах на тепловых нейтронах образовавшиеся нейтроны деления

16 Заказ № 3794

замедляются. В зависимости от вида замедлителя время замедления равно примерно 10^{-4}—10^{-5} с. Замедлившиеся до тепловых энергий нейтроны диффундируют в активной зоне до момента поглощения. В зависимости от состава активной зоны время диффузии составляет примерно $10^{-3}-10^{-4}$ с. Таким образом, полное время жизни одного поколения нейтронов практически определяется временем диффузии, при этом в графитовых реакторах оно порядка 10^{-3} с, а в водо-водяных $\sim 10^{-4}$ с.

В реакторах на быстрых нейтронах замедлителя нет. Время жизни одного поколения нейтронов в них также определяется временем диффузии, которое составляет в этих реакторах порядка 10^{-7}—10^{-8} с.

Так, в реакторах с временем жизни одного поколения нейтронов $l=10^{-3}$ с, что примерно соответствует графитовым реакторам, при избыточной реактивности $\Delta k=0{,}003$ плотность нейтронов согласно выражению (12.4) возрастает через 1 с в 20, через 2 с — в 400, а через 3 с — в 8000 раз, при этом период реактора в соответствии с выражением (12.5) равен $T=0{,}33$ с, т. е. за каждые 0,33 с плотность нейтронов возрастает в e раз.

Из этого примера следует, что при отклонении от критического состояния на 0,3% плотность нейтронов, а в соответствии с (7.3) и энерговыделение в реакторе быстро изменятся и при положительном значении Δk за короткое время возрастут на много порядков. Если бы это было действительно так, то реактор был бы практически неуправляемым. Однако наряду с *нейтронами деления*, которые называют обычно *мгновенными*, так как время образования их весьма мало, возникают еще *запаздывающие нейтроны*. Они образуются в результате радиоактивного распада некоторых продуктов деления, и время их жизни определяется периодом полураспада радиоактивных осколков — предшественников запаздывающих нейтронов. По периоду полураспада и другим параметрам осколки деления, испускающие запаздывающие нейтроны, объединяются в шесть групп. Период полураспада наиболее долгоживущей группы составляет около 1 мин, а наиболее короткоживущей — десятые доли секунды.

Для реакторов на тепловых нейтронах, в которых в качестве делящегося нуклида используется ^{235}U, суммарная доля запаздывающих нейтронов по отношению к общему числу нейтронов деления составляет $\beta=0{,}0064$. Среднее время их жизни примерно равно 0,1 с, т. е. на два порядка выше, чем максимально возможное для мгновенных нейтронов. Как видно, доля запаздывающих нейтронов сравнительно невелика, однако их роль огромна.

При работе в стационарном режиме ($\Delta k=0$) реактор находится точно в критическом состоянии, а вклад в поддержание критичности вносят как мгновенные, так и запаз-

дывающие нейтроны. При $\Delta k>0$ реактор разгоняется. При этом если $\Delta k<\beta$, а это означает, что реактор по отношению только к мгновенным нейтронам подкритичен, то период реактора определяется запаздывающими нейтронами. Так, при $\Delta k=0{,}003$ он составляет более 10 с и возрастание плотности нейтронов будет идти в соответствии с этим периодом, т. е. на два порядка медленнее, чем без учета запаздывающих нейтронов. Если же $\Delta k>\beta$, то реактор становится надкритичным по отношению уже к мгновенным нейтронам и запаздывающие нейтроны не будут оказывать влияния на переходный процесс.

Отсюда вытекает жесткое требование, заключающееся в том, что при разгоне реактора избыточная реактивность должна быть меньше эффективной доли запаздывающих нейтронов, т. е. $\Delta k<\beta$. В противном случае разгон будет идти чрезвычайно быстро с периодом, определяемым мгновенными нейтронами. Состояние реактора, при котором $\Delta k=\rho$, называют *мгновенной критичностью*, и в практике оно не допускается.

При отрицательных значениях Δk, когда реактор становится подкритическим, запаздывающие нейтроны при любом абсолютном значении Δk оказывают влияние на переходный процесс. Однако это не вызывает таких серьезных последствий, как при $\Delta k>0$, поскольку плотность нейтронов в этом случае убывает, соответственно снижается и энерговыделение. Неблагоприятное влияние запаздывающих нейтронов при отрицательных значениях Δk может проявиться только при необходимости быстрого аварийного выключения. Время спада мощности в этом случае, обусловленное запаздывающими нейтронами, не может быть больше, чем постоянная распада наиболее долгоживущей группы осколков — предшественников запаздывающих нейтронов. Постоянная распада этой группы составляет 0,0124 $с^{-1}$, а установившийся период — около 80 с.

Уравнение кинетики с учетом запаздывающих нейтронов в точечном приближении имеет следующий вид:

$$\frac{dn}{dt}=\frac{k_{эф}(1-\beta)-1}{l}n+\sum_i \lambda_i C_i, \tag{12.6}$$

где первый член справа описывает генерацию мгновенных нейтронов, а второй — запаздывающих. Здесь C_i и λ_i — соответственно концентрация и постоянная распада осколков деления (предшественников) i-й группы, излучающих запаздывающие нейтроны.

Изменение концентрации предшественников для i-й группы определяется уравнением

$$\frac{dC_i}{dt}=\frac{k_{эф}\beta_i}{l}n-\lambda_i C_i, \tag{12.7}$$

где первый член справа определяет генерацию предшественников в процессе деления, а второй — их убыль вследствие радиоактивного распада с образованием запаздывающих нейтронов i-й группы.

12.2. КОНТРОЛЬ РАБОТЫ РЕАКТОРА

Энергетический ядерный реактор оснащен большим количеством контрольно-измерительной аппаратуры, предназначенной для оптимизации режима и управления работой. С этой целью ведется как внутриреакторный контроль, так и измерение основных параметров во внешнем контуре.

Приведем основные параметры, подлежащие контролю и оптимизации в процессе эксплуатации:

температура теплоносителя на входе и выходе по каналам и в целом по активной зоне;

давление теплоносителя в характерных точках как в самом реакторе, так и во внешнем контуре (на входе в канал и выходе из каналов или активной зоны, в компенсаторе объема, сепарационных барабанах и др.);

расход теплоносителя по каналам или в целом по активной зоне;

тепловая мощность реактора;

энерговыделение по объему активной зоны;

температура оболочек твэлов (выборочно) и других конструкционных материалов внутри корпуса реактора;

реактивность реактора;

положение стержней регулирования и компенсации.

Кроме измерений указанных режимных параметров проводят контроль герметичности корпуса, состояния металла, герметичности оболочек твэла, многообразный дозиметрический контроль и т. п.

Таким образом, на пульт управления, на котором сосредоточена контрольно-измерительная аппаратура не только реактора, но и блока в целом, поступает обширная информация. Оперативно обработать ее и принять соответствующее решение человек просто не в состоянии. Поэтому все мощные блоки оснащены по крайней мере информационными ЭВМ, оперативно обрабатывающими полученную информацию, которую оператор использует при контроле режима работы. В перспективе — широкое использование управляющих машин, которые должны не только обрабатывать обширную информацию, но и автоматически задавать оптимальное ведение режима.

Основное назначение внутриреакторного контроля — обеспечить с помощью локальных органов регулирования (ЛАР) равномерное энерговыделение по объему активной зоны, а так-

же выдержать оптимальные запасы до предельно допустимых значений теплофизических параметров, определяющих надежность и безопасность работы. Локальные значения энерговыделения измеряются с помощью малогабаритных ионизационных камер деления, активационных индикаторов и других детекторов. Это особенно важно для кипящих реакторов, так как температура теплоносителя на выходе из каналов в этих реакторах равна температуре насыщения и ее измерение не дает представления о мощности канала. В реакторах с однофазным теплоносителем измеряется температура на выходе каждого канала. Для этой цели в качестве детекторов чаще всего используются термометры сопротивления. В корпусных реакторах они устанавливаются на выходе теплоносителя из ТВС. Измерение перепада температуры, расхода и давления по каналам и в целом по активной зоне в реакторах с однофазным теплоносителем дает представление о тепловой мощности. В кипящих реакторах для этой цели необходимо еще измерять паросодержание на выходе каналов. В настоящее время нет надежных детекторов, позволяющих оперативно измерять паросодержание в процессе эксплуатации. Паросодержание определяется косвенным путем — по расходу и температуре теплоносителя на входе в канал и энерговыделению в нем.

Важный вид внутриреакторного контроля — выборочное измерение температуры оболочек твэлов, некоторых металлоконструкций, а в графитовых реакторах — температуры графитовой кладки. В качестве детекторов используются различного рода термопары.

Следует отметить, что методика внутриреакторных измерений постоянно совершенствуется. Это позволяет не только более надежно и всесторонне вести контроль основных параметров, но и уменьшить их запасы до предельно допустимых значений. Последнее, в частности, позволило увеличить единичную мощность реактора при сохранении его габаритов.

Специфика ядерных реакторов — оперативный контроль его тепловой мощности. Ее измерение по тепловому балансу весьма инерционно, а при низких уровнях мощности оно не обеспечивает необходимой точности либо вообще невозможно, когда разность температур теплоносителя ничтожно мала. Тепловая мощность реактора, как было показано ранее, практически пропорциональна плотности потока нейтронов. Поэтому для оперативного контроля средней тепловой мощности используются нейтронные детекторы, которые обладают достаточной чувствительностью и являются практически безынерционными. Указанные свойства нейтронных детекторов чрезвычайно важны и необходимы, ибо плотность потока нейтронов надо контролировать не только при рабочих режимах, но и в выключенном состоянии, так как реактор

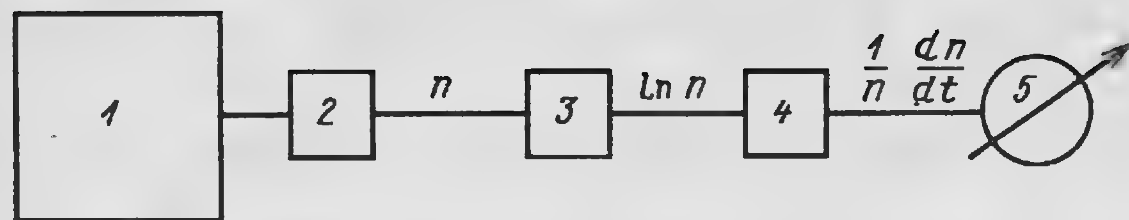


Рис. 12.1. Структурная схема измерения периода реактора:
1 — реактор; *2* — нейтронный детектор; *3* — логарифмирующее устройство; *4* — дифференцирующее устройство; *5* — указывающий прибор

может стать критическим и надкритическим при любом уровне плотности потока нейтронов, а изменение ее может происходить чрезвычайно быстро уже при сравнительно небольших отклонениях от критического состояния.

Нейтронные детекторы, предназначенные для оперативного контроля средней плотности потока нейтронов, размещают обычно вне активной зоны и даже за корпусом реактора. При таком размещении в меньшей мере сказываются локальные изменения плотности потока нейтронов в активной зоне в связи, например, с перемещением поглощающих стержней. Кроме того, вокруг реактора устанавливают большое количество нейтронных детекторов (в мощных энергетических реакторах — несколько десятков), что позволяет при их параллельном подключении свести к минимуму локальные перекосы распределения нейтронов в активной зоне. В отечественных водо-водяных и графитовых реакторах с водным теплоносителем нейтронные детекторы размещают в сухих вертикальных каналах, пронизывающих кольцевой бак биологической защиты.

С помощью тех же нейтронных детекторов измеряют период реактора (рис. 12.1). На выходе нейтронного детектора формируется сигнал, пропорциональный плотности нейтронов n, затем он последовательно трансформируется в логарифмирующем и дифференцирующем устройствах. В соответствии с определением периода реактора из уравнения (12.3) имеем

$$\frac{1}{T}=\frac{1}{n}\frac{dn}{dt}, \qquad (12.8)$$

где T — период реактора. Таким образом, на выходе дифференцирующего устройства (см. рис. 12.1) имеем величину, обратную периоду, или, как ее обычно называют, *скорость разгона*. При этом показывающий прибор может быть отградуирован либо по периоду реактора, либо по скорости разгона.

По периоду реактора находят реактивность. Для этого используют соотношение (12.5), где l для конкретного реактора представляет собой константу и

$$\Delta k\sim 1/T. \qquad (12.9)$$

Здесь Δk — отклонение реактивности от критического значения, которое определяет скорость переходного процесса. Учитывая связь периода реактора с реактивностью, показывающий прибор в схеме измерения (рис. 12.1) градуируют и в единицах реактивности. Как уже отмечалось, Δk всегда должно быть меньше эффективной доли запаздывающих нейтронов. Это определяет минимальный предел периода при разгоне реактора. Обычно он составляет не менее 10 с. В стационарном состоянии, когда $\Delta k=0$, период реактора равен бесконечности, поэтому показывающий прибор по периоду реактора градуируется от бесконечности до нескольких секунд, а по реактивности — в относительных единицах (процентах) от нуля до значений, меньших β — доли запаздывающих нейтронов. По каждому из этих параметров устанавливается предельно допустимое значение.

12.3. ДИАПАЗОН ИЗМЕРЕНИЯ ПЛОТНОСТИ НЕЙТРОНОВ. ГРАДУИРОВКА НЕЙТРОННЫХ ДЕТЕКТОРОВ

В связи с высокой чувствительностью ядерного реактора к изменению реактивности плотность нейтронов контролируется в нем на всех режимах работы — на рабочих мощностях и в выключенном состоянии. Диапазон изменения плотности нейтронов в указанных режимах составляет примерно 10 порядков. При нормальном режиме работы плотность потока нейтронов составляет примерно 10^{14} см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$ (при такой работают энергетические ядерные реакторы), а в выключенном состоянии — примерно 10^4 см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$. Нижний уровень измеряемой плотности потока нейтронов ограничен чувствительностью нейтронных детекторов.

На рис. 12.2 схематически изображен весь диапазон контролируемого изменения плотности нейтронов. По оси ординат отложена относительная плотность нейтронов n/n_0, где n_0 — плотность нейтронов при номинальном режиме. В связи с весьма широким диапазоном изменения измеряемой величины весь интервал делится на несколько поддиапазонов, в которых используются датчики различной чувствительности. В данном случае весь диапазон разбит на три поддиапазона. В области минимальных плотностей устанавливаются наиболее чувствительные детекторы. Это либо газоразрядные счетчики, либо импульсные камеры деления (они используются обычно во всем диапазоне пуска — от подкритического состояния до выхода в критическое и последующую область разгона).

Затем, когда плотность нейтронов возрастает на несколько порядков, в работу включаются ионизационные камеры, причем в зависимости от уровня плотности используются разные камеры. В области, где относительные плотности нейтронов

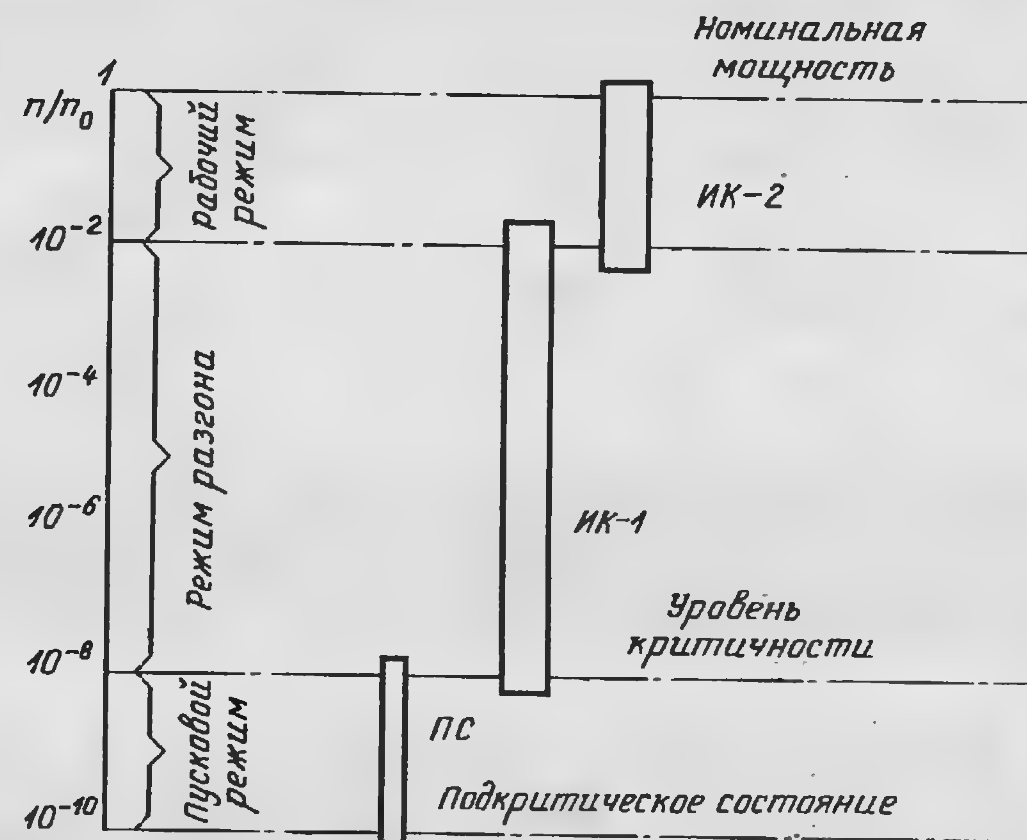


Рис. 12.2. Схематическое изображение диапазона измерения плотности нейтронов:
ПС — пусковые счетчики; ИК-1, ИК-2 — ионизационные камеры первого и второго диапазонов

еще сравнительно невелики, устанавливаются так называемые компенсированные ионизационные камеры. Это связано с тем, что в этой области γ-фон может не только быть соизмерим с потоком нейтронов, но и превышать его, а компенсированные ионизационные камеры пропускают сигнал, пропорциональный только плотности нейтронов. В области рабочих мощностей используются обычные ионизационные камеры, так как γ-фон по сравнению с сигналом от потока нейтронов несоизмеримо мал.

Диапазон пуска охватывает область выхода реактора из подкритического состояния в критическое. Выход осуществляется путем «осторожного» изменения реактивности от отрицательного значения до значения, соответствующего критическому состоянию. Слово «осторожного» взято в кавычки потому, что этот режим работы является наиболее ответственным с точки зрения безопасности. В этой области плотность нейтронов сравнительно мала и статистическая точность нейтронных детекторов минимальна. Момент выхода из подкритического состояния в критическое сам по себе весьма важен, так как дальнейшее приращение реактивности выводит реактор в надкритическое состояние.

Уровень изменения плотности нейтронов в диапазоне пуска, как, впрочем, и в последующих режимах, показан достаточно условно. Он зависит от скорости выхода из подкритического

состояния в критическое. Чем быстрее идет приращение реактивности, тем при меньшей плотности нейтронов реактор достигает критического состояния. Плотность нейтронов, при которой реактор достигает критического состояния, зависит от глубины подкритичности, определяющей плотность нейтронов в подкритическом состоянии.

По достижении реактором критического состояния задается избыточная реактивность Δk, которая на всем протяжении *разгона реактора* должна оставаться меньше β. В этой области особенно тщательно должен контролироваться период реактора, ибо защиты по уровню плотности нейтронов еще практически нет. Минимальный период в этой области составляет обычно несколько десятков секунд. В эксплуатационной практике это еще зависит и от степени изученности аппарата. Реактор, пускаемый впервые, разгоняется с большей осторожностью, чем при повторных пусках. Более того, для освоенных реакторов допускается пуск и разгон реактора «вслепую» по отработанным программам.

Область рабочих режимов охватывает обычно плотность нейтронов, соответствующую работе реактора на мощности от нескольких процентов номинальной до 100%. В этой области наряду с защитой по периоду реактора осуществляется сравнительно надежная защита по уровню мощности. Кроме того, здесь начинает проявлять себя обратная температурная связь по реактивности. По мере повышения мощности увеличивается температура в активной зоне и при отрицательном температурном коэффициенте избыточная реактивность уменьшается. Соответствующее поддержание избыточной реактивности при доведении уровня мощности до номинальной осуществляется с помощью механической системы регулирования. Дальнейшая работа в стационарном режиме ведется при поддержании $\Delta k = 0$.

Показания нейтронных детекторов во всех диапазонах, и особенно в рабочей области, должны быть связаны с мощностью реактора. Эта связь устанавливается специальной *градуировкой нейтронных детекторов*. В зависимости от плотности потока нейтронов используются различные способы градуировки. В области низких значений плотности нейтронов, при так называемых *нулевых мощностях*, когда подогрев теплоносителя практически отсутствует, широко используется способ, основанный на *активации металлических фольг*. Он состоит в том, что в активную зону вводятся тонкие металлические фольги или проволочки, которые облучаются потоком нейтронов строго определенное время. После их извлечения измеряется наведенная активность, пропорциональная интегральному потоку нейтронов в том месте, где размещалась фольга. Связь активности фольги с потоком нейтронов определяется сравнением со специальным калибровочным источником нейтронов.

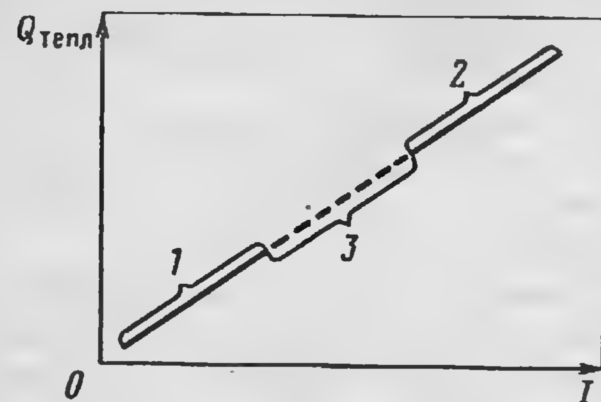


Рис. 12.3. Связь между тепловой мощностью реактора $Q_{тепл}$ и током ионизационной камеры I:
1 — область градуировочной кривой по активации фольг; *2* — то же по тепловому балансу; *3* — интерполяционный участок

Размещая металлические фольги по всему объему активной зоны, можно получить как локальные, так и средние значения плотности потока нейтронов по активной зоне. Зная, например, среднее значение плотности потока нейтронов в активной зоне, по формуле (7.3) можно определить тепловую мощность. Произведя подобные измерения при различных значениях плотности нейтронов, получают связь тепловой мощности с показаниями нейтронных детекторов.

Градуировку нейтронных детекторов по активации фольг производят в реакторе со свежим топливом при сравнительно низкой плотности нейтронов (при нулевой мощности). В этом случае доступ к реактору практически свободный, что упрощает проведение операций, связанных с градуировкой.

В области рабочих мощностей нейтронные детекторы градуируются непосредственно по *тепловому балансу*, т. е. $Q_{тепл}=Gc_p\Delta T_т$. Для этого на различных уровнях мощности, значение которой определяется по показаниям соответствующих теплофизических приборов, фиксируется сигнал от нейтронных детекторов.

Результаты градуировки по активации фольг и тепловому балансу объединяют в одну общую зависимость (рис. 12.3) и используют в процессе эксплуатации.

В процессе работы реактора состав активной зоны заметно изменяется, несколько изменяются в связи с этим и показания нейтронных детекторов. Это требует корректировки градуировочной кривой. Периодическую проверку градуировочной зависимости сравнительно легко проводить в области рабочих мощностей по тепловому балансу. При нулевых мощностях особой нужды в корректировке нет, так как в этой области абсолютное значение мощности не играет роли, здесь важно фиксировать скорость изменения плотности потока нейтронов, которая практически не зависит от состава активной зоны.

12.4. ПРИНЦИПИАЛЬНАЯ СХЕМА УПРАВЛЕНИЯ ЯДЕРНЫМ РЕАКТОРОМ

На рис. 12.4 приведена принципиальная схема системы управления и защиты (СУЗ) ядерным реактором. Она включает в себя: систему автоматического регулирования мощности

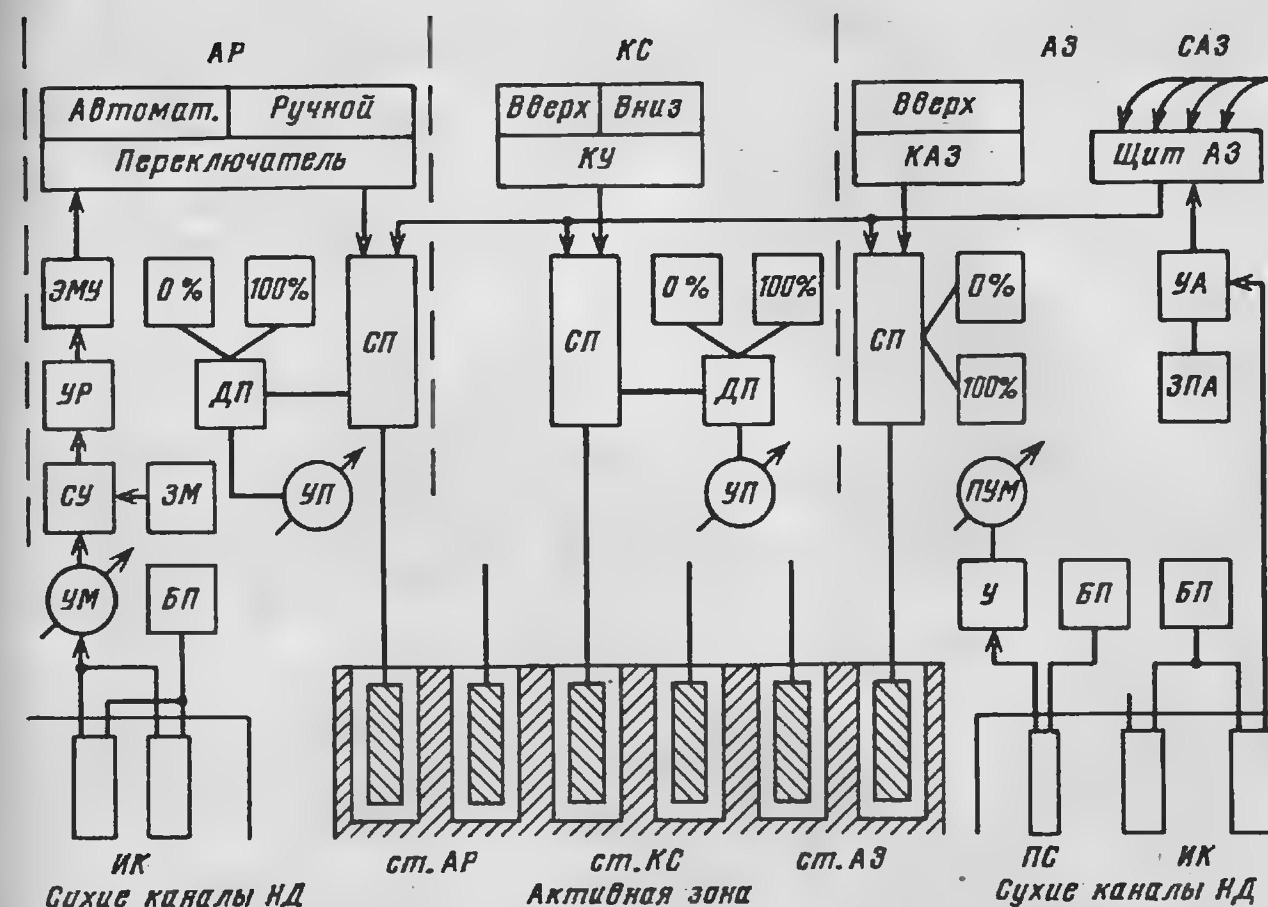


Рис. 12.4. Принципиальная схема СУЗ:
АР — система автоматического регулирования; *КС* — компенсирующая система; *АЗ* — аварийная защита; *БП* — блок питания; *УМ* — указатель мощности; *ЗМ* — задатчик мощности; *СУ* — сравнивающее устройство; *УР* — электронный усилитель регулятора; *ЭМУ* — электромашинный усилитель; *СП* — сервопривод; *ДП* — датчик положения; *УП* — указатель положения; *КУ* — ключ управления; *КАЗ* — кнопка аварийной защиты; *САЗ* — сигналы аварийной защиты; *ПУМ* — пусковой указатель мощности; *У* — усилитель; *ПС* — пусковые счетчики; *ИК* — ионизационные камеры; *НД* — нейтронные детекторы; ст. *АР*, ст. *КС*, ст. *АЗ* — стержни автоматического регулирования, компенсирующие и аварийной защиты

реактора, систему компенсации реактивности, аварийную защиту и пусковую систему. Основные элементы системы регулирования — детекторы нейтронной мощности, приборы контроля и преобразования сигналов, блоки питания, ключи управления, сервоприводы, регулирующие стержни.

Управление системой регулирования можно осуществлять как автоматически, так и вручную. Сигнал от нейтронных детекторов поступает на указатель мощности, и оператор в случае ручного регулирования может воздействовать с помощью ключа управления на сервопривод регулирующих стержней и привести мощность в соответствие с графиком нагрузки. При автоматическом регулировании оператор предварительно задает соответствующий сигнал на задатчик мощности, который сравнивается с сигналом от нейтронных детекторов. В случае несовпадения сигнал разбаланса через систему усилителей поступает на сервопривод и производится соответствующее перемещение регулирующих стержней. Это будет происходить до тех пор, пока сигналы от задатчика

мощности и нейтронных детекторов не совпадут, дальше мощность будет поддерживаться автоматически на заданном уровне.

В качестве нейтронных детекторов в режиме регулирования используются ионизационные камеры, размещенные вне активной зоны вокруг реактора. Для получения сигнала, пропорционального средней мощности реактора, ионизационные камеры подключаются параллельно.

Регулирующие стержни компенсируют небольшие изменения реактивности в процессе работы реактора. Они всегда находятся в активной зоне, и их перемещение ограничено как в верхнем, так и в нижнем положении. Стержни регулирования в процессе работы не должны быть полностью выведены из активной зоны или полностью введены в нее. Их отклонение от крайних положений (верхнего или нижнего торца активной зоны) составляет обычно примерно $\pm30\%$. Контроль за положением стержней регулирования осуществляется во всем диапазоне, для чего имеется соответствующая аппаратура. Крайние положения фиксируются конечными выключателями, настроенными на рабочий диапазон перемещения регулирующих стержней.

Для компенсации большого изменения реактивности вследствие выгорания топлива в процессе работы, а в процессе вывода на мощность или выключения реактора — вследствие температурного эффекта предусматривается компенсирующая система. Сигнал для соответствующего перемещения компенсирующих стержней вырабатывается после достижения регулирующей системой крайнего положения (автоматически или вручную). Контроль за положением компенсирующих стержней осуществляется во всем диапазоне их перемещения — от полного ввода до полного вывода. Крайние положения фиксируются соответствующими конечными выключателями — 0 или 100%.

В реакторах ВВЭР компенсирующие стержни (КС) рассчитаны на изменение реактивности вследствие температурного эффекта. В процессе вывода реактора на мощность они практически полностью выводятся из активной зоны, что обеспечивает более равномерное энерговыделение по высоте. Компенсация медленно изменяющейся реактивности в результате выгорания топлива в процессе работы осуществляется путем изменения концентрации борной кислоты в циркулирующем теплоносителе. В начале работы после очередной частичной перегрузки топлива ее концентрация максимальна и соответствует избытку топлива над критической массой. По мере выгорания топлива концентрация борной кислоты снижается, и к концу кампании кислота практически полностью выводится. Сигналом изменения концентрации борной кислоты является положение стержней регулирования.

Система аварийной защиты (АЗ) в схеме управления реактором должна обеспечивать безопасность работы. При серьезных отклонениях от нормальной работы, могущих привести к аварийной ситуации, либо реактор по соответствующему сигналу немедленно выключается, либо его мощность снижается до безопасного уровня.

Уровень плотности потока нейтронов и период реактора в системе АЗ контролируются с помощью ионизационных камер. Однако в отличие от ионизационных камер в системе регулирования мощности эти камеры подключаются не параллельно, а индивидуально или отдельными группами. Это вызвано необходимостью защиты не по среднему уровню, например, плотности потока нейтронов, а по локальному значению.

Аварийный сигнал, требующий немедленного выключения реактора, передается не только на сервопривод стержней АЗ, но и на сервоприводы регулирующих и компенсирующих стержней; при этом стержни АЗ вводятся в активную зону с достаточно высокой скоростью либо за счет свободного падения под действием собственного веса, либо принудительно. Введение стержней АР и КС по аварийному сигналу производится обычно принудительно при нормальной или повышенной скорости.

Система АЗ может срабатывать не только по аварийному сигналу, но и в любой момент, когда оператор выключает реактор вручную путем нажатия кнопки АЗ, расположенной на пульте управления реактором.

Взвод стержней АЗ в верхнее положение после устранения аварии (или при нормальном пуске реактора) производится по специальной программе с соблюдением определенной последовательности. Схема управления блокируется таким образом, что стержни АЗ можно взвести только после того, когда все стержни КС полностью введены в активную зону, при этом одновременный взвод всех стержней АЗ не допускается, они вводятся только по одному или группам.

Контроль за положением стержней АЗ, если при нормальной работе реактора они должны находиться в верхнем (взведенном) положении, осуществляется только в крайних положениях с помощью концевых выключателей.

В качестве самостоятельной обычно выделяется пусковая система. При пуске реактора из подкритического состояния, в котором плотность потока нейтронов чрезвычайно низкая, требуются высокочувствительные детекторы. В этой области используются различного рода пусковые счетчики, работающие в импульсном режиме, что повышает их чувствительность. С помощью пусковой системы, снабженной соответствующей аппаратурой, реактор доводится обычно до критического

состояния. При этом плотность потока нейтронов повышается до такого уровня, при котором реактор переводится на управление с помощью регулирующей системы. Как уже отмечалось, пусковой режим — наиболее ответственный. С особой тщательностью в этой области контролируется период реактора.

12.5. РЕЖИМЫ РАБОТЫ ЯДЕРНОГО РЕАКТОРА

Рассмотрим три основных режима работы ядерного реактора: *пуск*, *работу на мощности и выключение*, при этом будем считать, что все оборудование полностью подготовлено к эксплуатации. Так, при выводе на мощность энергетического блока необходимо предварительно прогреть все оборудование, установить соответствующие давления в контурах и в зависимости от типа АЭС провести целый ряд других подготовительных операций. Время вывода блока на мощность обычно определяется допустимой скоростью прогрева оборудования и исчисляется часами. Все это будем считать уже выполненным и рассмотрим только специфику работы самого реактора.

При выводе ядерного реактора из подкритического состояния на рабочий уровень мощности необходимо увеличить плотность нейтронов на много порядков — от плотности, соответствующей подкритическому состоянию реактора, до плотностей, соответствующих уровню рабочих мощностей. Плотность нейтронов в подкритическом состоянии описывается теми же уравнениями кинетики, что и в надкритическом состоянии, т. е. уравнениями (12.6) и (12.7), где $k_{эф}<1$ и $\Delta k=k_{эф}-1$ — отрицательная величина. При $|\Delta k|=\text{const}$ и установившемся состоянии в подкритическом реакторе $dn/dt=0$ и $dC_i/dt=0$. В этом случае из уравнений (12.6) и (12.7) имеем

$$|\Delta k|n/l=0. \qquad (12.10)$$

Из выражения (12.10) следует, что плотность нейтронов в подкритическом состоянии в конечном итоге станет равной нулю. Однако это не так, поскольку в ядерном реакторе независимо от его состояния (критическое, надкритическое или подкритическое) всегда имеются источники нейтронов, обусловленные спонтанным (самопроизвольным) распадом ядер урана с излучением свободных нейтронов, и космический γ-фон, вызывающий на некоторых реакторных материалах реакцию (γ, *n*). Поэтому уравнения кинетики запишутся в следующем виде:

$$\frac{dn}{dt}=\frac{k_{эф}(1-\beta)-1}{l}n+\sum_i \lambda_i C_i+S; \qquad (12.11)$$

$$\frac{dC_i}{dt}=\frac{k_{эф}\beta_i}{l}n-\lambda_i C_i, \qquad (12.12)$$

где S — мощность источника нейтронов, не зависящая от состояния реактора. При этом очевидно, что и состояние реактора не зависит от величины S.

В реакторе, работающем на мощности, генерация нейтронов за счет процессов деления несоизмеримо больше, чем от постоянно действующего источника. Поэтому при рассмотрении кинетики реактора на уровне рабочих мощностей величиной S можно пренебречь. Однако в подкритическом состоянии именно она в конечном итоге определяет уровень плотности нейтронов и пренебрегать ею нельзя.

В установившемся подкритическом состоянии, когда $dn/dt=0$ и $dC_i/dt=0$, из уравнений (12.11) и (12.12) следует, что

$$\frac{\Delta k}{l}n+S=0. \qquad (12.13)$$

Отсюда плотность нейтронов

$$n=Sl/(1-k_{эф}), \qquad (12.14)$$

где $k_{эф}<1$ и представляет собой коэффициент размножения в подкритическом реакторе.

Согласно (12.14) плотность нейтронов в подкритическом реакторе зависит от величины S и глубины подкритичности $1-k_{эф}$. Она прямо пропорциональна мощности источника нейтронов и тем меньше, чем глубже подкритичность реактора. В пределе для бесконечно разбавленного реактора, когда $k_{эф}=0$, плотность нейтронов полностью определяется величиной S. В реальном реакторе при наличии делящихся материалов в активной зоне плотность нейтронов превышает S, так как их генерация идет еще за счет процессов деления.

Из условия ядерной безопасности вывод реактора из подкритического состояния в критическое с последующим выходом на мощность должен производиться при постоянном контроле над изменением плотности нейтронов. Это определяет предел плотности нейтронов в подкритическом реакторе, который должен быть на уровне чувствительности нейтронных детекторов.

В реакторе, загруженном свежим топливом, источниками нейтронов в подкритическом состоянии являются спонтанное деление ядер урана и космический γ-фон. При этом пуск реактора по условиям безопасности производится из сравнительно глубокой подкритичности. Поэтому исходная плотность нейтронов, обусловленная указанными источниками, заведомо ниже чувствительности нейтронных детекторов.

Для повышения плотности нейтронов до контролируемого уровня внутри реактора помещают нейтронные источники, например полоний-бериллиевый (Po — Be). Радиоактивный нуклид Po, излучающий α-частицы, в сочетании с Be, на котором сравнительно эффективно идет реакция Be(α, n)C,— весьма распространенный источник нейтронов. При изготовлении источников нейтронов используются и другие нуклиды, дающие не только реакции (α, n), но и (γ, n), например сурьмяно-бериллиевый источник, и другие ядерные реакции с испусканием нейтронов.

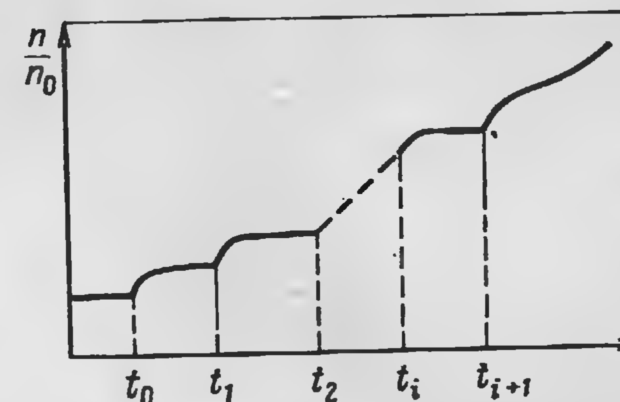
Таким образом, пуск реактора со свежим (необлученным) топливом производится при наличии нейтронного источника, размещенного непосредственно в активной зоне. Его мощность определяется порогом чувствительности пусковых нейтронных детекторов.

Вследствие радиоактивного распада мощность нейтронного источника с течением времени уменьшается. Так, период полураспада ^{210}Po составляет 138 сут, и мощность Po — Be-источника через 2 года уменьшается примерно в 30 раз. Однако для реактора, длительно проработавшего на мощности, не требуется посторонний нейтронный источник, поскольку в нем накапливаются радиоактивные продукты деления, излучающие γ-кванты. При наличии в активной зоне материалов, на которых идет реакция (γ, n), в реакторе накапливаются дополнительные источники нейтронов. Реакция (γ, n) с образованием так называемых фотонейтронов сравнительно эффективно идет не только на бериллии, но и на тяжелой воде. В обычной воде массовое содержание дейтерия составляет около 0,016%. Этого оказывается достаточно, чтобы в легководном реакторе после его остановки имелся мощный источник фотонейтронов. Пороговая энергия, при которой идет реакция (γ, n) на дейтерии и бериллии, соответственно составляет 2,21 и 1,62 МэВ, т. е. меньше энергии γ-квантов, излучаемых некоторыми осколками деления.

γ-фон после выключения реактора спадает по экспоненте в соответствии с периодом распада радиоактивных продуктов деления. Соответственно уменьшается и генерация фотонейтронов. С этой точки зрения длительная стоянка реактора после выключения нежелательна. Однако реактор, находящийся в эксплуатации длительное время, достаточно хорошо изучен, и вывод его из глубокой подкритичности до контролируемого уровня плотности нейтронов допускается «вслепую» по заранее разработанной программе.

Из выражения (12.14) вытекает, что при выключении реактора следует избегать глубокой подкритичности. Чем ближе реактор к критическому состоянию, тем выше плотность нейтронов при всех прочих равных условиях. Обычно при

Рис. 12.5. Зависимость изменения плотности нейтронов от времени в пусковом режиме при шаговом изменении реактивности



кратковременных выключениях, не связанных с изменением состава активной зоны, подкритичность по абсолютному значению $|\Delta k|$ поддерживается не выше 5—10%.

Однако всегда следует иметь в виду, что пуск реактора — весьма ответственный режим работы, в том числе и при повторных запусках. В период стоянки реактора проводятся, как правило, ремонтные и профилактические работы, в частности и в системе управления. Поэтому как бы реактор ни был хорошо освоен, его пуск должен проводиться со всеми мерами предосторожности.

Извлечение регулирующих стержней при выводе реактора из подкритического состояния в критическое осуществляется небольшими шагами с последующей выдержкой и тщательным измерением периода реактора. На рис. 12.5 показано качественное изменение плотности нейтронов во времени при выводе реактора из подкритического состояния в критическое или надкритическое. До момента времени t_0 реактор находится в подкритическом состоянии, а плотность нейтронов в нем соответствует глубине подкритичности на этом интервале времени. В момент t_0 задается положительное приращение реактивности. Практически во всех энергетических реакторах это осуществляется за счет подвижных поглощающих стержней. По назначению они обычно разделяются на регулирующие, компенсирующие и аварийной защиты. Все стержни предварительно тщательно калибруются, в результате чего получают связь реактивности с положением стержней в активной зоне, т. е. определяют, какому изменению реактивности соответствует то или иное линейное перемещение стержня (или группы стержней). Эта связь устанавливается при разных сочетаниях взаимного расположения стержней. Поэтому в условиях эксплуатации реактивность по глубине расположения стержней в активной зоне нередко отсчитывается в линейных единицах.

Из условий безопасности приращение реактивности за один шаг должно быть заведомо меньше эффективной доли запаздывающих нейтронов. Только при таком условии при любом очередном шаге приращения реактивности в докритическом

17 Заказ № 3794

состоянии (включая критическое) реактор не попадает в мгновенную критичность. Это требование особенно важно при подходе к критическому состоянию.

После первого шага приращения реактивности в момент t_0 (см. рис. 12.5) плотность нейтронов возрастает и выходит на новый постоянный уровень в соответствии с меньшей глубиной подкритичности. Убедившись, что на интервале от t_0 до t_1 установившийся период равен бесконечности, т. е. после некоторого первоначального приращения плотность нейтронов в дальнейшем остается на постоянном уровне, в момент t_1 производят следующее приращение реактивности и т. д. Наконец, после очередного приращения реактивности в момент t_{i+1} плотность нейтронов начинает непрерывно возрастать, т. е. реактор вышел в надкритическое состояние. При этом в момент времени t_i реактор мог находиться либо еще в подкритическом, либо уже в критическом состоянии. Однако если реактор был еще в подкритическом состоянии, то его подкритичность была заведомо меньше реактивности, высвобождаемой за очередной шаг. Если же реактор был уже в критическом состоянии, то его разгон начнется с допустимым периодом, так как шаг по реактивности заведомо меньше величины β.

Разгон реактора ведется до тех пор, пока плотность нейтронов не достигнет уровня, соответствующего рабочей мощности. В момент достижения рабочей плотности нейтронов избыточная реактивность убирается, например погружением регулирующего стержня в активную зону, реактор становится критическим и с этого момента начинает работать на постоянном уровне мощности.

В процессе разгона, когда плотность нейтронов приближается к рабочей, начинает проявлять себя обратная связь по реактивности за счет температурного эффекта. Из условий безопасности температурный коэффициент реактивности ядерных энергетических реакторов должен быть отрицательным. Это означает, что с ростом температуры, обусловленным повышением мощности (плотности нейтронов), реактивность снижается и дальнейшее возрастание мощности прекращается. Таким образом, реакторы, обладающие отрицательным коэффициентом реактивности, являются саморегулируемыми.

В кипящих реакторах, и прежде всего в реакторах типа ВК, в которых кипящая вода одновременно выполняет роль теплоносителя и замедлителя, наряду с температурным коэффициентом проявляет себя так называемый *паровой коэффициент реактивности*. Физическая природа его связана с тем, что изменение паросодержания приводит к изменению числа ядер замедлителя в единице объема, что неизбежно сказывается на реактивности.

В водо-водяных реакторах без кипения теплоносителя следует учитывать *плотностный коэффициент реактивности*, связанный с изменением плотности воды в зависимости от температуры и по физической природе аналогичный паровому коэффициенту реактивности в реакторах типа ВК.

Наконец, имеет место *мощностный коэффициент реактивности*, обусловленный изменениями температуры материалов в активной зоне, и прежде всего самого топлива, в связи с доплер-эффектом, а также изменениями плотности и паросодержания замедлителя и другими эффектами при переходе с одного уровня мощности на другой, т. е. учитывающий суммарное влияние всех факторов.

При конструировании ядерных реакторов стремятся к тому, чтобы все коэффициенты реактивности — температурный, паровой, плотностный и мощностный — были отрицательными, хотя этого не всегда и не на всех уровнях мощности удается легко достигнуть. Тем не менее на рабочих уровнях мощности это практически всегда реализуется, и реакторы, как правило, являются саморегулируемыми.

Однако это не означает, что в процессе работы реактора на рабочих уровнях мощности не требуется применения органов регулирования. Сам по себе переход с одного уровня мощности на другой связан с изменением плотности нейтронов, для чего необходимо задавать положительную или отрицательную реактивность. Влияние перечисленных выше коэффициентов реактивности при переходе с одного уровня мощности на другой обусловливает новое расположение компенсирующих и регулирующих стержней.

В процессе пуска и вывода реактора на мощность начинают образовываться продукты деления, что неизбежно сказывается на балансе нейтронов и реактивности. Для реакторов на тепловых нейтронах важно иметь в виду отравление ксеноном и самарием. Равновесное отравление ксеноном достигается в пределах первых 1,5—2 сут, что равносильно снижению реактивности на 3—4%. Отравление самарием идет значительно медленней и исчисляется неделями, а снижение реактивности при выходе на равновесное отравление самарием составляет около 1%.

Далее, в процессе работы реактора происходит, кроме того, так называемое медленное изменение реактивности за счет выгорания ядерного топлива и шлакования, что требует соответствующей компенсации. В водо-водяных реакторах роль такого компенсатора в основном выполняет растворенная в циркулирующем теплоносителе борная кислота (по мере выгорания топлива ее концентрация уменьшается). В большинстве реакторов других типов эту роль выполняют подвижные компенсирующие стержни, которые по мере выгорания топлива

постепенно извлекаются из активной зоны. В качестве дополнительных компенсирующих средств в ряде случаев используются выгорающие поглотители. В тяжеловодных реакторах медленное изменение реактивности можно компенсировать изменением уровня тяжеловодного замедлителя в бакекаландре.

Соответствующий избыток массы топлива над критической, который собственно и выгорает в процессе работы реактора, поддерживается заменой выгоревшего топлива свежим в сочетании с использованием органов регулирования и компенсации.

В реакторах с перегрузкой топлива в процессе работы избыточная реактивность сравнительно невелика и зависит от скорости перегрузки ядерного топлива. Основной избыток массы топлива над критической определяется в этих реакторах температурным эффектом при выводе из холодного состояния на рабочий уровень мощности.

В реакторах, в которых перегрузка топлива производится только при полном выключении, избыток массы топлива над критической загружается на все время работы от одной перегрузки до другой. Максимальная реактивность в этих реакторах, которая должна быть скомпенсирована, имеет место сразу после очередной частичной или полной перегрузки. По мере выгорания топлива избыток реактивности уменьшается, и перед очередной перегрузкой топлива он практически равен нулю.

Выключение реактора осуществляется сравнительно просто. Для этого задается отрицательная реактивность, т. е. реактор с помощью регулирующих стержней ставится в подкритическое состояние, при этом плотность нейтронов сравнительно быстро уменьшается на много порядков. При кратковременных выключениях она должна быть не ниже чувствительности нейтронных детекторов. Для этого в реакторе поддерживается сравнительно неглубокая подкритичность либо реактор даже вновь выводится в критическое состояние на нулевом уровне мощности.

При выключении реактора постепенно снижается температура материалов активной зоны и за счет температурного эффекта высвобождается реактивность. Поэтому чтобы реактор вновь не вышел в критическое и надкритическое состояние, высвобождающаяся за счет температурного эффекта реактивность должна быть надежно скомпенсирована органами регулирования.

Как уже отмечалось, при выключении реактора плотность нейтронов уменьшается сравнительно быстро и на много порядков. В соответствии с этим уменьшается энерговыделение, обусловленное взаимодействием нейтронов с ядерным топливом. Однако остаточное тепловыделение, связанное с радиоак-

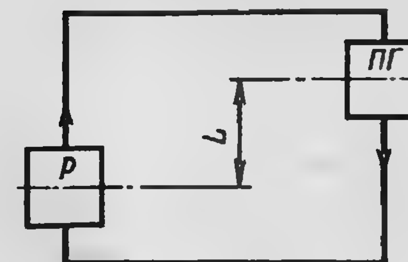


Рис. 12.6. К расчету естественной циркуляции контура (*Р* — реактор, *ПГ* — парогенератор)

тивным распадом продуктов деления, спадает существенно медленней, а его доля в момент выключения реактора составляет около 7% номинальной мощности. Поэтому реактор после выключения нуждается еще в длительном охлаждении. Наиболее интенсивно спад остаточного тепловыделения идет в первые часы после выключения, что объясняется распадом короткоживущих продуктов деления, а затем темп спада заметно уменьшается и остаточное тепловыделение снижается сравнительно медленно. Обычно в первые сутки после выключения реактора требуется сравнительно интенсивный теплоотвод с сохранением принудительной циркуляции теплоносителя, а затем, по мере спада остаточного тепловыделения, переходят на естественную циркуляцию.

Момент отключения принудительной циркуляции определяется возможностью отвода остаточного тепловыделения $Q_{ост}$ за счет естественной конвекции теплоносителя. Согласно рис. 12.6 движущий напор, обусловленный естественной циркуляцией, равен

$$\Delta p_{дв} = g\rho\alpha_v L\Delta T, \qquad (12.15)$$

где ρ — плотность теплоносителя на выходе из реактора; α_v — коэффициент объемного расширения теплоносителя; ΔT — подогрев теплоносителя в реакторе.

Сопротивление контура определяется суммой гидравлических сопротивлений на всех участках:

$$\Delta p = \sum_i \left(\xi_{тр\,i}\frac{l_i}{d_i} + \xi_{м\,i}\right)\frac{w_i^2}{2}\rho_i. \qquad (12.16)$$

Приравнивая движущий напор и суммарное сопротивление контура и имея в виду, что $w_i = G/\rho_i s_i$, получаем

$$g\rho\alpha_v L\Delta T = \frac{G^2}{2}\sum_i \left(\xi_{тр\,i}\frac{l_i}{d_i} + \xi_{м\,i}\right)\frac{1}{\rho_i s_i^2}, \qquad (12.17)$$

где G — расход теплоносителя в контуре; s_i — площадь проходного сечения i-го участка контура.

Если допустить при естественной конвекции подогрев теплоносителя таким же, как и при номинальной нагрузке, т. е. принять $\Delta T = \Delta T_0$ и иметь в виду, что $G = Q/c_p\Delta T$, из выражения (12.17) получим

$$Q=\sqrt{2g\rho\alpha_v L\Delta T_0^3 c_p^3 / \sum_i \left(\xi_{\text{тр}i}\frac{l_i}{d_i}+\xi_{\text{м}i}\right)\frac{1}{\rho_i s_i^2}}. \qquad (12.18)$$

Таким образом, выражение (12.18) определяет тепловую мощность Q, которая может быть снята с реактора за счет естественной конвекции теплоносителя. Сравнивая ее с кривой спада остаточного тепловыделения, определяемого формулой (7.39), получают время после выключения реактора, по истечении которого можно отключить принудительную циркуляцию.

Из выражения (12.18) следует, что чем выше расположена теплоотводящая поверхность в контуре по отношению к активной зоне реактора, тем интенсивнее теплоотвод за счет естественной конвекции. Надо иметь в виду также, что при естественной конвекции направление движения теплоносителя в активной зоне всегда будет восходящим. С этой точки зрения восходящее движение теплоносителя при нормальной работе реактора в условиях принудительной циркуляции предпочтительнее по сравнению с нисходящим движением. В противном случае при переходе от принудительной циркуляции к естественной скорость теплоносителя по направлению меняет знак, проходя через нулевое значение.

Глава 13
НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ПРОЦЕССЫ

13.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Наращивание мощностей АЭС и увеличивающаяся их доля среди электростанций других типов все в большей мере ставят вопрос о необходимости работы АЭС в переменных режимах для покрытия пиковых или полупиковых нагрузок. Характерная особенность АЭС — меньшая топливная составляющая в себестоимости вырабатываемой электроэнергии по сравнению с электростанциями на органическом топливе. С этой точки зрения предпочтительней работа АЭС в базовом режиме. На этот режим работы рассчитывались первые мощные АЭС, вводимые как у нас в стране, так и за рубежом. Однако по мере увеличения их общего количества и доли вырабатываемой электроэнергии необходимость в покрытии неравномерностей графика нагрузки энергосистемы за счет АЭС становится все более очевидной.

Пики и провалы графика нагрузки обусловлены неравномерностью потребления электроэнергии в вечерние и ночные

часы суток, значительным уменьшением потребления электроэнергии в праздничные и выходные дни, неравномерностью потребления в зависимости от времени года и др. Различают суточную, недельную и годовую цикличность графиков нагрузки. В первых двух наблюдается значительное изменение мощности за сравнительно короткие интервалы времени. Покрытие неравномерностей, связанных с годовой цикличностью, значительно проще и при наличии соответствующего резерва не вызывает особых проблем.

Переход на работу в переменных режимах наиболее вероятен на АЭС с реакторами на тепловых нейтронах. Это обусловлено тем, что АЭС с реакторами на быстрых нейтронах — фактически двухцелевые предприятия, предназначенные для выработки электроэнергии и наработки нового ядерного топлива. С экономической точки зрения АЭС с реакторами-размножителями должны работать в базовом режиме. Возможность работы в переменных режимах реакторов на тепловых нейтронах определяется нестационарным отравлением ксеноном, требующим значительного оперативного запаса реактивности. Поэтому, рассматривая эту задачу, необходимо проанализировать динамику отравления ксеноном при различных скоростях наброса и сброса нагрузки, на различных уровнях мощности и в разные периоды кампании.

Рассматривая проблемы, связанные с реализацией переменных режимов, которые относятся только к самому ядерному реактору, без обсуждения работы другого оборудования, необходимо отметить следующее. Прежде всего это ограничение числа циклических изменений температуры твэлов, сопровождающихся усталостными явлениями, что неизбежно отражается на работоспособности твэлов. В твэлах с сердечником из диоксида урана имеют место сравнительно большие перепады температур. О работоспособности таких твэлов в условиях переменных режимов можно судить только после накопления соответствующего опыта как в реальных условиях эксплуатации, так и при постановке специальных экспериментов.

Скорость сброса и наброса нагрузки в переменных режимах ограничена по крайней мере двумя обстоятельствами: скоростью изменения реактивности и скоростью разогрева (расхолаживания) материалов. Изменение реактивности механической системой регулирования обеспечивается достаточно оперативно. Скорость перемещения поглощающих стержней выбирается из расчета изменения реактивности не более чем 10^{-4} $\Delta k/c$. Это означает, что при неконтролируемом извлечении стержня (или группы стержней) реактор достигнет «мгновенной» критичности за время примерно 1 мин. С точки зрения безопасности это время вполне приемлемо, чтобы оператор мог вовремя среагировать и принять соответствующие меры.

Вместе с тем при такой скорости изменения реактивности вполне обеспечивается необходимая оперативность механической системы регулирования.

В водо-водяных реакторах большие изменения реактивности компенсируются, кроме того, введением или выведением борной кислоты. Для изменения концентрации борной кислоты в теплоносителе служит система подпитки-продувки. Уменьшение концентрации борной кислоты осуществляется путем подпитки чистым конденсатом и определяется экспоненциальным законом

$$C(t)=C_0 \exp(-Gt/M), \tag{13.1}$$

где $C(t)$ и C_0 — текущая и исходная концентрации борной кислоты; G и M — расход конденсата на подпитку и масса теплоносителя в контуре.

Из выражения (13.1) следует, что скорость изменения концентрации борной кислоты

$$\frac{1}{C}\frac{dC}{dt}=\frac{G}{M} \tag{13.2}$$

и зависит от интенсивности подпитки-продувки и массы теплоносителя в контуре. Исходя из необходимых маневренных характеристик подбирают соответствующие значения расхода G.

Скорость подогрева и расхолаживания реакторных материалов определяется допустимыми термическими напряжениями. Согласно имеющимся опытным данным она составляет несколько десятков градусов в час и определяет скорость переходных процессов.

Интервал изменения мощности ограничен возможностью оперативной компенсации реактивности, изменяющейся вследствие нестационарного отравления ксеноном и температурного эффекта. При переходных режимах нарушается баланс накопления и убыли ксенона, и в зависимости от наброса нагрузки или ее уменьшения концентрация ксенона соответственно уменьшается или возрастает с последующим выходом на новый стационарный уровень. В соответствии с этим изменяется и реактивность реактора.

Изменение мощности неизбежно связано с изменением температурного режима. При отрицательных температурном и мощностном коэффициентах понижение температуры приводит к высвобождению реактивности. Так, в водо-водяных реакторах средний коэффициент реактивности по абсолютному значению колеблется в интервале $(2\div4)\cdot10^{-4}\,\Delta k/°\mathrm{C}$. При понижении температуры на 100° С реактивность реактора увеличивается на 2—4%. В графитовых реакторах эти цифры соответственно примерно равны $(0{,}3\div0{,}6)\cdot10^{-4}\,\Delta k/°\mathrm{C}$ и 0,3—0,6%. Как видно, они почти на порядок меньше.

13.2. НЕСТАЦИОНАРНОЕ ОТРАВЛЕНИЕ КСЕНОНОМ

Среди продуктов деления, накапливающихся в твэлах в процессе работы, особое место занимает изотоп ксенона ^{135}Xe. Он обладает чрезвычайно высоким сечением поглощения тепловых нейтронов, превышающим почти на четыре порядка сечение поглощения делящимся изотопом ^{235}U. Основной выход ^{135}Xe идет за счет радиоактивного распада иода ^{135}I, концентрацию которого можно определить из уравнения

$$\frac{dN_\mathrm{I}}{dt}=p_\mathrm{I}\Sigma^f_\mathrm{U}\Phi-\lambda_\mathrm{I}N_\mathrm{I}, \tag{13.3}$$

где первый член справа определяет накопление ^{135}I вследствие процесса деления урана, а второй — убыль вследствие радиоактивного распада. Здесь Σ^f_U — макроскопическое сечение деления ^{235}U; Φ — плотность потока тепловых нейтронов; λ_I — постоянная распада иода; $p_\mathrm{I}=0{,}06$ — вероятность выхода иода при делении ядра ^{235}U.

^{135}Xe не только образуется за счет радиоактивного распада ^{135}I, но и является непосредственным продуктом деления с вероятностью выхода $p_\mathrm{Xe}=0{,}003$. С учетом этого изменение концентрации ксенона определяется уравнением

$$\frac{dN_\mathrm{Xe}}{dt}=\lambda_\mathrm{I}N_\mathrm{I}+p_\mathrm{Xe}\Sigma^f_\mathrm{U}\Phi-N_\mathrm{Xe}\sigma_\mathrm{Xe}\Phi-\lambda_\mathrm{Xe}N_\mathrm{Xe}, \tag{13.4}$$

где первый член справа отражает накопление ксенона в результате радиоактивного распада иода; второй член — непосредственный выход ксенона как продукта деления; третий — убыль ксенона вследствие поглощения им тепловых нейтронов и четвертый — убыль за счет радиоактивного распада ксенона.

Совместное решение уравнений (13.3) и (13.4) позволяет определить изменение концентрации ^{135}Xe во времени. В предположении скачкообразного изменения плотности потока нейтронов Φ от одного значения до другого и постоянства значений сечений поглощения тепловых нейтронов в течение переходного процесса изменение концентрации ксенона в зависимости от времени записывается в виде

$$N_\mathrm{Xe}(t)=\frac{(p_\mathrm{I}+p_\mathrm{Xe})\Phi_1\Sigma^f_\mathrm{U}}{\lambda_\mathrm{Xe}+\sigma_\mathrm{Xe}\Phi_1}\{1-\exp[-(\lambda_\mathrm{Xe}+\sigma_\mathrm{Xe}\Phi_1)t]\}+$$
$$+\frac{(\Phi_0-\Phi_1)p_\mathrm{I}\Sigma^f_\mathrm{U}}{\lambda_\mathrm{Xe}-\lambda_\mathrm{I}+\sigma_\mathrm{Xe}\Phi_1}\{\exp(-\lambda_\mathrm{I}t)-\exp[-(\lambda_\mathrm{Xe}+\sigma_\mathrm{Xe}\Phi_1)t]\}+$$
$$+N_\mathrm{Xe}(0)\exp[-(\lambda_\mathrm{Xe}+\sigma_\mathrm{Xe}\Phi_1)t], \tag{13.5}$$

где Φ_0 и $N_\mathrm{Xe}(0)$ — плотность потока тепловых нейтронов и концентрация ксенона до переходного процесса; Φ_1 — новое

значение плотности потока нейтронов. В реальных условиях изменение потока нейтронов от одного значения до другого идет сравнительно быстро, поэтому допущение о скачкообразном изменении потока не вносит заметной погрешности.

При длительной работе реактора на постоянном уровне мощности до переходного процесса, соответствующего плотности потока нейтронов Φ_0, в нем устанавливается стационарное отравление ксеноном $N_{Xe}(0)=N_{Xe,0}$. Равновесная концентрация может быть получена из уравнений (13.3) и (13.4), если положить в них $dN_I/dt=0$ и $dN_{Xe}/dt=0$. Исходя из этого условия она определяется соотношением

$$N_{Xe,0}=(p_I+p_{Xe})\Phi_0\Sigma_U^f/(\lambda_{Xe}+\sigma_{Xe}\Phi_0). \qquad (13.6)$$

Из выражения (13.6) вытекает, что чем выше плотность потока нейтронов, при которой работает реактор в стационарном режиме, тем выше равновесное отравление. При достаточно большой плотности потока ($\Phi_0\approx10^{15}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$) первым членом в знаменателе выражения (13.6) можно пренебречь, так как он становится малым по сравнению со вторым, и равновесное отравление достигает предельного значения, не зависящего уже от Φ_0.

Однако в реакторах на тепловых нейтронах Φ_0 не превышает обычно 10^{14} см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$ и равновесное отравление в них зависит от плотности потока нейтронов. При $\Phi_0\approx10^{12}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$, что соответствует мощности реактора $\sim1\%$ номинальной, вторым членом в знаменателе выражения (13.6) можно пренебречь, и в этой области равновесная концентрация ксенона чрезвычайно мала и прямо пропорциональна плотности потока нейтронов.

Если реактор до переходного режима длительное время работал на постоянной мощности, то концентрация ксенона, как это видно из выражения (13.5), изменяется от равновесной, соответствующей исходной плотности потока нейтронов Φ_0, до равновесной, соответствующей плотности потока нейтронов Φ_1. Действительно, если в уравнении (13.5) положить $t=0$, то в этом случае будем иметь равновесную концентрацию, соответствующую исходной плотности потока нейтронов Φ_0, а при $t\to\infty$ получим равновесную концентрацию, соответствующую новой плотности потока нейтронов Φ_1. Однако $N_{Xe}(0)$ в уравнении (13.5) может быть и неравновесной, если переходные процессы следуют один за другим сравнительно быстро и концентрация ксенона не успевает достичь равновесной.

В процессе переходного режима отравление ксеноном носит сложный характер. Оно первоначально либо сравнительно резко возрастает, либо падает в зависимости от сброса или наброса нагрузки с последующим выходом на новый стационарный уровень.

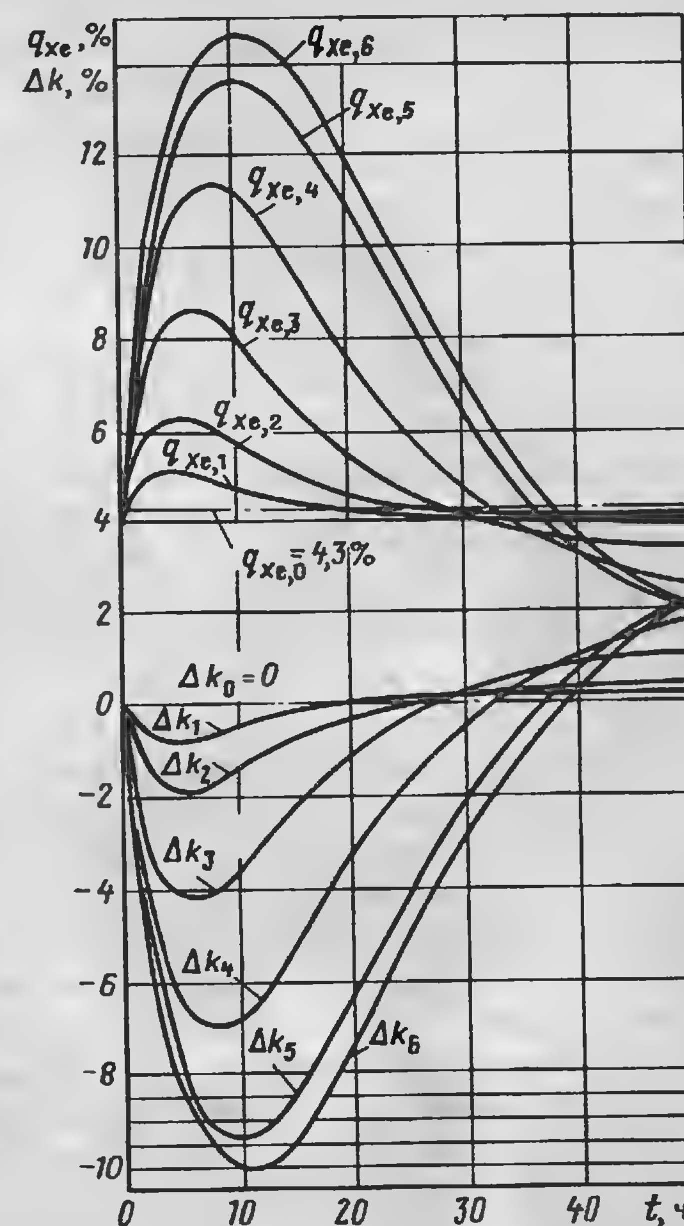


Рис. 13.1. Изменение отравления ксеноном и реактивности реактора при внезапном сбросе нагрузки после того, как реактор длительное время проработал на постоянной мощности, соответствующей плотности потока тепловых нейтронов $\Phi_0=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$:

$q_{Xe,0}=4,3\%$ — стационарное отравление до начала переходного процесса; $\Delta k=0$ — реактивность реактора, соответствующая критическому состоянию до начала переходного процесса; $q_{Xe,1}-q_{Xe,6}$, $\Delta k_1-\Delta k_6$ — кривые изменения отравления и реактивности реактора при сбросе нагрузки соответственно до Φ_1, равного $0,75\Phi_0$; $0,5\Phi_0$; $0,25\Phi_0$; $0,1\Phi_0$; $0,01\Phi_0$ и 0 (полное выключение)

Под *отравлением ксеноном* обычно понимают отношение сечения поглощения нейтронов ксеноном к сечению поглощения в ядерном топливе:

$$q_{Xe}=N_{Xe}\sigma_{Xe}/\Sigma_U, \qquad (13.7)$$

где $\Sigma_U=\Sigma_U^5+\Sigma_U^8$ — полное макроскопическое сечение поглощения нейтронов в ^{235}U и ^{238}U.

Из выражений (13.5) и (13.6) с учетом (13.7) вытекает, что отравление ксеноном пропорционально отношению Σ_U^f/Σ_U и зависит от обогащения: оно тем выше, чем выше обогащение. Так, при температуре нейтронного газа 700 К, наиболее характерной для большинства реакторов на тепловых нейтронах при рабочем режиме, это отношение равно 0,6 для природного урана, 0,81 для уранового топлива с обогащением 2% и 0,85 для чистого ^{235}U. Как видно, оно быстро растет до обогащений уже в несколько процентов, характерных для реакторов на тепловых нейтронах.

На рис. 13.1 приведены кривые изменения отравления ксеноном при внезапном сбросе мощности от номинального значения до 75, 50, 25, 10, 1% номинальной и при полном выключении реактора, соответствующем сравнительно глубокой подкритичности. В качестве исходной была принята мощность, соответствующая $\Phi_0=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$. Расчеты проводились по формуле (13.5) при следующих предположениях. До начала переходного процесса реактор длительное время работал на указанной исходной мощности и в нем было равновесное отравление

$q_{Xe.0}=4{,}3\%$. Температура нейтронного газа была принята равной 700 К, что приблизительно соответствует рабочему состоянию водо-водяных и графитовых реакторов. Микроскопическое сечение поглощения нейтронов в ксеноне при этой температуре равно $1{,}87\cdot10^6$ б. В расчетах было принято 2%-ное обогащение топлива, поэтому отношение $\Sigma_U^f/\Sigma_U=0{,}81$. Значения постоянных распада иода и ксенона равны $\lambda_I=0{,}29\cdot10^{-4}$ с$^{-1}$ и $\lambda_{Xe}=0{,}21\cdot10^{-4}$ с$^{-1}$.

Из графиков на рис. 13.1 видно, что при внезапном сбросе нагрузки отравление ксеноном первоначально сравнительно быстро увеличивается, а затем до достижения некоторого максимума начинает уменьшаться, но уже по более пологой кривой. Физически это можно объяснить тем, что снижение плотности потока нейтронов приводит к резкому уменьшению выгорания ксенона. В то же время радиоактивный распад иода идет быстрее радиоактивного распада ксенона, т. е. на первом этапе переходного процесса концентрация ксенона увеличивается. По мере распада избыточного иода, соответствующего новому уровню мощности, начинает преобладать процесс радиоактивного распада ксенона и его концентрация убывает до более низкого равновесного значения. При полном выключении реактора, когда поток нейтронов снижается до такого уровня, при котором выход иода и выгорание ксенона практически полностью прекращаются, резкое увеличение концентрации ксенона сразу после выключения идет исключительно за счет большей скорости радиоактивного распада иода по сравнению с ксеноном. После достижения максимума реактор начинает разотравляться, и через 2—3 сут отравление ксеноном становится ничтожным.

Максимум отравления наступает в зависимости от исходной мощности и интервала сброса нагрузки через 6—10 ч после начала переходного процесса. При этом максимум существенно растет с увеличением интервала сброса нагрузки и смещается вправо. Так, при исходной нагрузке, соответствующей $\Phi_0=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$, максимум отравления при полном выключении реактора возрастает по сравнению с равновесным более чем в 3 раза и достигает 14,7%. Немного меньше он при сбросе нагрузки от номинальной мощности до 1% номинальной. При сбросе нагрузки до 10% номинальной мощности максимум отравления превышает равновесное еще более чем в 2,5 раза. При сравнительно небольшом сбросе нагрузки всплеск отравления невелик. Так, при сбросе мощности уже на 50% он превышает равновесное отравление менее чем в 1,5 раза.

Равновесное и максимальное отравления существенно зависят от уровня мощности, при которой реактор работал до сброса нагрузки. Так, при исходных мощностях, соответствующих плотности потока нейтронов $\Phi_0=0{,}5\cdot10^{14}$ и $0{,}1\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$, равновесное отравление равно 3,92 и 2,24%, а максимальное после полного выключения превышает равновесное примерно в 2 и в 1,125 раза. Их абсолютные значения равны примерно 8,2 и 2,5%, и они почти в 2 и 6 раз меньше, чем максимальное отравление ксеноном при исходной мощности, соответствующей $\Phi_0=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$.

Вследствие сильного поглощения тепловых нейтронов изменение реактивности реактора практически следует за изменением отравления. Без большой погрешности можно считать, что $\Delta k\approx-q_{Xe}$. Поэтому кривые изменения реактивности, приведенные на рис. 13.1, фактически являются зеркальным отображением соответствующих кривых отравления. При $t<0$ реактор находится в критическом состоянии и $\Delta k=0$. При внезапном сбросе нагрузки в соответствии с отравлением реактивность резко падает, и для поддержания критического состояния требуется необходимый запас реактивности. При этом, если реактор до переходного процесса работал на мощности, соответствующей плотности потока нейтронов $\Phi_0=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$, запас реактивности должен составить соответственно: около 10% при сбросе нагрузки до 1% номинальной мощности, около 7% — до уровня 10% номинальной мощности, более 4% — до уровня 25% номинальной мощности. Сброс нагрузки до уровня мощности 50% требует уже сравнительно небольшого запаса реактивности, соответствующего ~2%. При исходной плотности потока нейтронов $\Phi_0=0{,}5\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$ запас реактивности на компенсацию отравления существенно уменьшается. Однако он еще достаточно велик при глубоком сбросе нагрузки.

Наброс нагрузки в процессе работы реактора, наоборот, приводит вначале к провалу отравления и всплеску реактивности с последующим выходом на более высокий уровень равновесного отравления с теми же примерно временными характеристиками по шкале времени. Однако в этом случае изменения реактивности по абсолютному значению несколько меньше, чем при сбросе нагрузки.

Проведенный анализ показывает, что отравление реактора — весьма серьезный фактор, который влияет на работу реактора в переменных режимах. В конце кампании, когда избыточная реактивность незначительна, заметный сброс мощности становится практически невозможным. Для АЭС с реакторами ВВЭР, перегрузка топлива которых производится по годичному циклу, работа в переменном графике нагрузки практически возможна только в течение нескольких месяцев после очередной перегрузки с переходом после этого на базовый режим до конца кампании. Поэтому для обеспечения необходимой маневренности следует иметь несколько блоков с реакторами

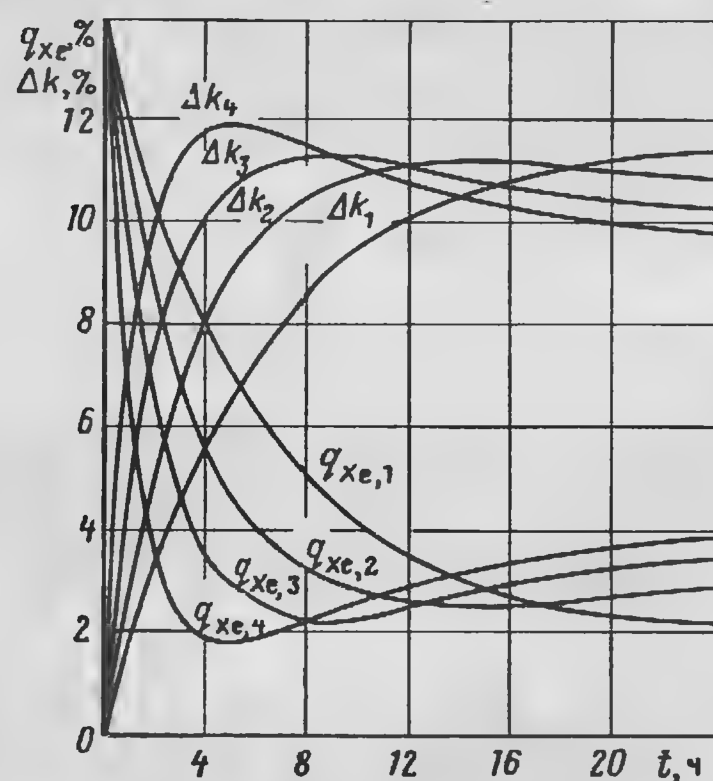


Рис. 13.2. Изменение отравления ксеноном и реактивности при выводе реактора из иодной ямы:

$q_{Xe,1}-q_{Xe,4}$, $\Delta k_1-\Delta k_4$ — кривые изменения отравления и реактивности при набросе нагрузки с мощности, соответствующей 1% номинальной ($\Phi_0=0{,}01\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$), до уровня 10% номинальной ($\Phi_1=0{,}1\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$), 25% номинальной ($\Phi_1=0{,}25\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$), 50% номинальной ($\Phi_1=0{,}5\times\times10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$) и 100% ($\Phi_1=10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$)

подобного типа, а перегрузку топлива производить в них поочередно.

Фактором, ограничивающим работу АЭС в переменном графике нагрузки, является диапазон регулирования по изменению мощности. Однако сброс нагрузки до 50—60% с точки зрения отравления не представляет большого препятствия в переходных режимах.

Работа реакторов по суточному или недельному графику требует либо полного выключения реактора, либо сравнительно глубокого снижения мощности. При этом с точки зрения отравления наиболее тяжелым является суточный график. В этом случае после полного выключения или глубокого снижения мощности реактор к моменту пуска попадает в так называемую *иодную яму*, когда отравление ксеноном достигает максимального значения.

На рис. 13.2 показано изменение отравления и реактивности при выводе реактора из иодной ямы. Это может быть, например, после ночного провала нагрузки, продолжающегося 6—8 ч. Как следует из графиков на рис. 13.1, это время соответствует максимальному отравлению. Для вывода реактора из иодной ямы необходимо иметь соответствующий запас реактивности, чтобы поддержать критичность и произвести последующий запуск.

Кривые на рис. 13.2 отражают изменение отравления и реактивности при выводе реактора с мощности, равной 1% номинальной и соответствующей исходной плотности потока нейтронов $\Phi_0=0{,}01\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$, до уровня 10, 25, 50 и 100% соответственно с плотностью потока нейтронов Φ_1, равной $0{,}1\cdot10^{14}$, $0{,}25\cdot10^{14}$, $0{,}5\cdot10^{14}$ и $1\cdot10^{14}$ см$^{-2}\cdot$с$^{-1}$. В момент вывода реактора на уровень рабочей мощности отравление

в нем принято максимальным, равным 13,7%, а провал реактивности полностью скомпенсированным. По достижении заданного уровня мощности реактор сравнительно быстро начинает разотравляться, а реактивность возрастать. При выводе реактора на номинальный уровень мощности (100%) отравление достигает минимального значения (несколько меньше 2%) примерно за 4,5 ч, затем оно вновь, но уже сравнительно медленно, начинает возрастать до равновесного значения, равного 4,3%. При этом равновесное значение достигается за время, несколько превышающее сутки с момента запуска. Соответственно реактивность через ~4,5 ч после пуска достигает максимального значения, составляющего ~12%, с последующим сравнительно медленным уменьшением в соответствии с кривой отравления.

Как видно, при подъеме мощности с 1 до 100% в максимально отравленном реакторе необходим сравнительно большой запас реактивности, составляющий в данном случае ~12%. Такого же порядка запас реактивности требуется при пуске реактора и на более низкие уровни мощности. При этом чем ниже приращение по мощности, тем медленней идет разотравление и высвобождение реактивности.

Существенное значение с точки зрения необходимого запаса реактивности имеет отравление ксеноном к моменту повторного пуска. Оно находится в прямой зависимости от уровня мощности, с которого реактор был остановлен. Как уже отмечалось, максимальное отравление тем меньше, чем с меньшей мощности выключен реактор. Поэтому при реализации переходных процессов следует избегать полного выключения с номинальной мощности.

Динамика отравления самарием в переходных процессах идет со значительно большим запаздыванием, чем динамика отравления ксеноном, а по абсолютному значению отравление самарием в несколько раз меньше. Это существенно упрощает компенсацию реактивности за счет отравления самарием.

Необходимо учесть также, что соответствующий запас реактивности требуется на компенсацию температурного эффекта при выводе реактора из холодного состояния в горячее. В зависимости от типа реактора и от температурного коэффициента реактивности он колеблется в широких пределах и составляет величину того же порядка, что и запас реактивности, необходимый для компенсации отравления.

13.3. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕАКТОРА В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Для определения параметров реактора в переходных режимах необходимо совместное решение уравнений нейтронной кинетики, энергетического баланса, движения и неразрывности

потока теплоносителя. Точное аналитическое решение указанной системы уравнений практически невозможно, поэтому используют обычно численные методы расчета. При этом детальное описание изменения основных параметров требует решения многомерных задач.

В зависимости от целей расчета и характера переходных процессов используются те или иные упрощающие предположения. При определении изменения параметров теплоносителя обычно принимается одномерное приближение, а при описании температурного режима твэлов — двумерное.

Рассмотрим переходные режимы при постоянных давлении и расходе теплоносителя в первом контуре и без изменения его агрегатного состояния, что вполне отражает переходные процессы при нормальных режимах эксплуатации. В этом случае система уравнений существенно упрощается. Переходные процессы с переменными расходом и давлением в первом контуре, а также вскипанием теплоносителя характерны при существенных отклонениях от нормального режима (аварийных ситуациях) и здесь не рассматриваются.

Для определения температуры теплоносителя на входе в реактор и на выходе из него используем уравнение энергетического баланса для системы с сосредоточенными параметрами. Это означает, что в процессе переходного режима не учитывается аккумулированное тепло в материалах внешнего контура и теплообмен между ними и теплоносителем. С учетом этого уравнение энергетического баланса можно записать в следующем виде:

$$\frac{d}{dt}(V\rho i)=\sum_j Q_j, \tag{13.8}$$

где V, ρ, i — геометрический объем, плотность и энтальпия теплоносителя на соответствующем участке контура: $\sum_j Q_j$ — сток и приток тепла в контуре.

В пренебрежении потерей тепла в окружающую среду, стоком и притоком тепла за счет продувки и подпитки контура выражение в правой части уравнения (13.8) определяется суммой тепла, генерируемого в активной зоне реактора, и тепла, отводимого в парогенератор:

$$\sum_j Q_j = Q_р - Q_{пг}. \tag{13.9}$$

При стационарном режиме $Q_р = Q_{пг}$ и параметры теплоносителя не изменяются во времени. При нестационарных процессах баланс тепла нарушается. Мощность парогенератора изменяется в соответствии с графиком нагрузки, следовательно, должна быть изменена и генерация тепла в реакторе.

Тепловую мощность реактора в зависимости от времени можно определить из соотношения

$$Q_р(t) = Q_{р,0}\, n(t)/n_0. \tag{13.10}$$

Здесь $Q_{р,0} = Q_{тепл}$ — тепловая мощность реактора до переходного процесса; n_0 и $n(t)$ — плотности нейтронов, соответствующие стационарному режиму и переменному.

Изменение плотности нейтронов определяется уравнениями кинетики (12.6) и (12.7). Решение этих уравнений с учетом одной средневзвешенной группы запаздывающих нейтронов в предположении скачкообразного изменения реактивности имеет следующий вид:

$$\frac{n(t)}{n_0}=\frac{\beta}{\beta-\Delta k}\exp\left(\frac{\Delta k\lambda}{\beta-\Delta k}t\right)-\frac{\Delta k}{\beta-\Delta k}\exp\left(-\frac{\beta-\Delta k}{l}t\right), \tag{13.11}$$

где β — доля запаздывающих нейтронов; λ — средневзвешенная постоянная распада продуктов деления, излучающих запаздывающие нейтроны; l — время жизни мгновенных нейтронов; Δk — избыточная реактивность. В случае отрицательного значения реактивности (при сбросах нагрузки) знак перед Δk в уравнении (13.11) меняется на обратный.

Избыточная реактивность определяется не только шагом перемещения регулирующего стержня, но и изменением температуры и отравления реактора, т. е.

$$\Delta k = \Delta k_{ст} + \Delta k_т + \Delta k_{отр}, \tag{13.12}$$

где $\Delta k_{ст}$ — изменение реактивности за счет перемещения регулирующего стержня (положительное или отрицательное в зависимости от направления изменения мощности); $\Delta k_т$, $\Delta k_{отр}$ — изменения реактивности за счет температурного эффекта и отравления. Последние две составляющие реактивности в правой части уравнения (13.12) изменяются во времени, поэтому выражение (13.11), являющееся решением уравнений (12.6) и (12.7), справедливо в сравнительно небольшом интервале времени, в пределах которого Δk можно считать постоянным. Таким образом, решение уравнений нейтронной кинетики и энергетического баланса проводится совместно численным методом.

Уравнение (13.8) с учетом высказанных выше предположений запишется в следующем виде:

$$V\left(\frac{d\rho}{dt}i+\frac{di}{dt}\rho\right)=\sum_j Q_j, \tag{13.13}$$

где изменение плотности и энтальпии теплоносителя при постоянном давлении определяется выражениями

$$\frac{d\rho}{dt}=\frac{\partial\rho}{\partial T}\frac{dT}{dt};\qquad(13.14)$$

$$\frac{di}{dt}=c_p\frac{dT}{dt}.\qquad(13.15)$$

Отсюда следует, что изменение температуры теплоносителя

$$\frac{dT}{dt}=\sum_j Q_j\Big/V\left(\frac{\partial\rho}{\partial T}i+c_p\rho\right).\qquad(13.16)$$

Исходя из графика изменения нагрузки, с учетом начальных и граничных условий из уравнения (13.16) можно определить изменение температуры теплоносителя на входе в реактор и выходе из него в зависимости от времени в процессе переходного режима.

Для определения температуры твэлов в переходных режимах используется нестационарное уравнение теплопроводности, которое для любого участка по высоте активной зоны можно записать в следующем виде:

$$c\rho\frac{\partial T}{\partial t}=\lambda\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+q_V,\qquad(13.17)$$

где c — теплоемкость; ρ — плотность; T — температура; t — время; λ — теплопроводность; r — радиус; q_V — объемное энерговыделение в топливе.

Численное решение уравнения теплопроводности в рамках двумерного приближения производится путем разбиения твэла на n участков по высоте и i слоев по радиусу. Принимая в пределах каждого объема, ограниченного по высоте и радиусу, теплофизические параметры постоянными, после интегрирования уравнения (13.17) получим систему обыкновенных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами. Для любого участка по высоте и произвольного числа разбиений по радиусу решение имеет следующий вид:

$$c_i\rho_i V_i\frac{dT_i}{dt}=k_{i-1,i}F_{i-1}(T_{i-1}-T_i)-k_{i,i+1}F_i(T_i-T_{i+1})+Q_i,\qquad(13.18)$$

где V_i — объем i-го слоя в пределах одного участка по высоте; T_i и Q_i — средняя температура и энерговыделение в i-м слое; F — площадь наружной поверхности соответствующего слоя; k — коэффициент теплопередачи на границах слоев.

Значения коэффициентов теплопередачи можно определить из соотношения

$$k_{i,i+1}=-\lambda_i\frac{dT_i}{dr}\bigg|_{r=r_i}\Big/(T_i-T_{i+1}),\qquad(13.19)$$

а среднеинтегральная температура слоя подсчитывается по обычным формулам усреднения

$$T_i=\int\limits_{r_{i-1}}^{r_i}T(r)\,r\,dr\Big/\int\limits_{r_{i-1}}^{r_i}r\,dr.\qquad(13.20)$$

В предположении косинусоидального закона распределение энерговыделения по высоте энерговыделение на каждом n-м участке

$$Q_n=\frac{Q_0}{2}\left(\cos\frac{\pi z_{n+1}}{H}+\cos\frac{\pi z_n}{H}\right),\qquad(13.21)$$

где Q_0 и Q_n — энерговыделения в центральной плоскости и на n-м участке; z — координата по высоте; H — высота активной зоны с учетом экстраполированных добавок. Тогда энерговыделение в пределах каждого слоя в предположении его постоянства по радиусу твэла

$$Q_i=Q_n V_i/V_n,\qquad(13.22)$$

где V_n, V_i — объемы топлива на n-м участке и в пределах i-го слоя.

При разбиении твэла на слои в радиальном направлении обычно различают слои в пределах топливного сердечника, контактный слой (газовый зазор между сердечником и оболочкой) и оболочку твэла. Для трехслойного разбиения в пределах топливного сердечника уравнение (13.18) на любом участке по высоте записывается в виде следующей системы:

$$c_1\rho_1V_1\frac{dT_1}{dt}=-k_{1,2}F_1(T_1-T_2)+Q_1;\qquad(13.23)$$

$$c_2\rho_2V_2\frac{dT_2}{dt}=k_{1,2}F_1(T_1-T_2)-k_{2,3}F_2(T_2-T_3)+Q_2;\qquad(13.24)$$

$$c_3\rho_3V_3\frac{dT_3}{dt}=k_{2,3}F_2(T_2-T_3)-k_{3,4}F_3(T_3-T_4)+Q_3;\qquad(13.25)$$

$$0=k_{3,4}F_3(T_3-T_4)-k_{4,5}F_4(T_4-T_5);\qquad(13.26)$$

$$c_5\rho_5V\frac{dT_5}{dt}=k_{4,5}F_4(T_4-T_5)-k_{5,6}F_5(T_5-T_6),\qquad(13.27)$$

где первые три уравнения описывают изменение температуры в радиальном направлении в пределах топливного сердечника, а уравнения (13.26) и (13.27) относятся к контактному слою и оболочке твэла соответственно. В последнем уравнении, и тем более в уравнении для контактного слоя, обычно пренебрегают внутренними источниками тепла, так как их вклад в энерговыделение несоизмеримо мал по сравнению

с энерговыделением в топливном сердечнике. Кроме того, в уравнении (13.26) левую часть принимают равной нулю, так как произведение $c_4\rho_4V_4$ чрезвычайно мало. В уравнении (13.27) величина $k_{5,6}$ представляет собой коэффициент теплоотдачи α, а T_6 — температуру теплоносителя на соответствующем участке по высоте. Тогда отвод тепла от твэла к теплоносителю на любом n-м участке определяется уравнением

$$c_т\rho_тV_т\frac{dT_т}{dt}=\alpha F_5(T_5-T_т)-c_тG_т(T_{вых}-T_{вх}), \qquad (13.28)$$

где индекс «т» относится к параметрам теплоносителя, а $T_{вх}$ и $T_{вых}$ — соответственно температуры теплоносителя на входе и выходе любого n-го участка.

Ход решения уравнений по определению основных параметров реактора, изменяющихся во времени в процессе переходного режима, ведется в следующей последовательности. Для различных интервалов времени из уравнения (13.16) находят температуру теплоносителя на входе реактора. Затем в соответствии с тепловой нагрузкой для каждого интервала времени по формуле (8.13) определяют изменение температуры теплоносителя по высоте, после чего, используя уравнения (13.23)—(13.28), находят температурные перепады по слоям для каждого участка по высоте и в пределах каждого интервала времени.

Глава 14

ВОПРОСЫ БЕЗОПАСНОСТИ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

14.1. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ

Обеспечение безопасной работы ядерных реакторов — одна из основных задач, рассматриваемых при сооружении и эксплуатации ядерных реакторов. Без преувеличения можно сказать, что будущее ядерной энергетики находится в прямой зависимости от обеспечения безопасной работы ЯЭУ. Особую остроту эти вопросы приобрели в результате имевших место аварий на АЭС мира, и в частности на Чернобыльской АЭС.

Особенность ядерного реактора заключается в том, что энерговыделение в нем, обусловленное цепной реакцией деления, практически безгранично и не зависит от теплоотвода. Более того, цепная реакция деления весьма чувствительна к малейшим изменениям реактивности и при ее положительном значении может развиваться чрезвычайно быстро.

В этих условиях важно иметь такие характеристики реактора, которые обеспечивали бы так называемую внутреннюю безопасность ядерного реактора. К ним относятся прежде всего эффекты реактивности — температурный, мощностный, плотностный и др. Для обеспечения ядерной безопасности эффекты реактивности должны быть отрицательными, предотвращающими самопроизвольный разгон реактора. В этом направлении ведется тщательный анализ и модернизация ядерных реакторов на действующих АЭС. Весьма актуальная задача — создание новых ядерных реакторов, отвечающих концепции повышенного уровня «внутренней безопасности».

Второй особенностью ЯЭУ является то, что в процессе работы в реакторе накапливается большое количество радиоактивных продуктов деления, активируются теплоноситель и другие материалы, расположенные как в самой активной зоне, так и в непосредственной близости от нее и находящиеся в поле нейтронного излучения. Основная радиоактивность накапливается в продуктах деления и сосредоточена в самих твэлах. Активация теплоносителя зависит от типа теплоносителя и наличия в нем твердых или растворенных примесей. В наиболее распространенном водном теплоносителе наведенная активность обусловлена короткоживущими нуклидами. Уровень активности водного теплоносителя определяется обычно наличием в нем продуктов коррозии. Активация газового теплоносителя сравнительно невелика. Взаимодействие его с конструкционными материалами также слабое. Сильнее других активируется натриевый теплоноситель, причем его активность обусловлена сравнительно долгоживущими нуклидами.

Как уже отмечалось, активации подвергаются и конструкционные материалы. Например, для железа характерна реакция (n, γ), протекающая с захватом нейтрона и излучением γ-кванта. Радиоактивный теплоноситель, циркулируя по контуру, создает радиоактивный фон во всем контуре, а при наличии в нем радиоактивных продуктов коррозии последние могут осаждаться в отдельных участках контура, в особенности с тупиковыми и другими неблагоприятными для циркуляции теплоносителя элементами. Возможно радиоактивное загрязнение и рабочих, так называемых «грязных», помещений вследствие утечек, связанных с неплотностями контура. Это могут быть аэрозоли в воздушной среде этих помещений и жидкие протечки. Уровень их тщательно контролируется и поддерживается в допустимых пределах в соответствии с санитарными нормами.

Таким образом, можно различать радиоактивность осколочную самих твэлов, наведенную в контуре и обусловленную незначительными протечками в помещении. Из них самая

высокая — активность продуктов деления твэлов, на много порядков меньше — наведенная активность теплоносителя в контуре и совсем незначительная — радиоактивность в «грязных» помещениях. При нормальной эксплуатации реактора осколочная радиоактивность удерживается герметичной оболочкой твэлов, радиоактивный теплоноситель циркулирует в герметичном контуре. Помещения, в которые возможны радиоактивные протечки, размещены в защитной герметичной оболочке (боксах). Таким образом, на пути выхода основной радиоактивности в окружающую среду имеются три барьера: оболочка твэла, контур циркуляции теплоносителя и герметичная оболочка рабочих помещений, в которых размещается оборудование первого контура.

При нарушении нормального режима, и тем более при серьезных аварийных ситуациях, возможны разгерметизация оболочки твэла, контура или бокса и выход радиоактивности за их пределы. Особенно нежелательно нарушение целостности твэлов, поскольку это сопряжено с выходом радиоактивных продуктов деления в контур циркуляции теплоносителя, а если при этом произойдет разгерметизация контура и вслед за этим нарушение герметичности боксов (защитной оболочки), то радиоактивные продукты деления проникнут не только в рабочие помещения, но и за их пределы. Все это в конечном итоге может привести к радиоактивному загрязнению помещений и окружающей местности и не только выводу из строя оборудования, но и отчуждению окружающей местности на длительный срок.

Для предотвращения аварийных ситуаций, приводящих не только к тяжелым последствиям, но и к перерывам в работе, должны быть предусмотрены соответствующие противоаварийные средства. Они определяются на основе тщательного анализа возможных аварийных ситуаций, присущих ядерным реакторам вообще и конкретной установке в частности. Исходя из этого принимаются меры защиты, позволяющие исключить или значительно уменьшить последствия той или иной аварии. По назначению противоаварийные средства можно разделить на две группы: 1) *предупреждения и предотвращения аварии* и 2) *локализации и уменьшения последствий.*

14.2. АНАЛИЗ ВОЗМОЖНЫХ АВАРИЙНЫХ СИТУАЦИЙ

Как уже отмечалось, ядерный реактор чрезвычайно чувствителен к малейшим изменениям реактивности, являющейся мерой надкритичности или подкритичности активной зоны. В единицах реактивности измеряются изменения размножающих свойств и эффективность органов цепной реакции деления.

Для обеспечения ядерной безопасности необходимо, чтобы цепная реакция деления была контролируемой при любых эксплуатационных режимах, а эффективность средств управления должна быть достаточной для компенсации всех изменений реактивности. Развитие цепной реакции деления приводит к увеличению энерговыделений и повышению температуры твэлов. Должен быть установлен предел как по уровню энерговыделения, так и по скорости приращения цепной реакции.

Независимость друг от друга энерговыделения и теплоотвода позволяет свести анализ возможных отклонений от нормального режима работы и их последствий к двум характерным ситуациям: 1) внезапному повышению энерговыделения (мощности) при неизменном теплоотводе и 2) внезапному ухудшению теплоотвода при постоянной мощности. И в том и в другом случае повышается температура твэлов, что в конечном итоге может привести к их разгерметизации и выходу радиоактивных продуктов деления в контур.

Внезапное повышение мощности вследствие развития цепной реакции деления может произойти в результате возможных ошибок оператора или из-за неисправности и дефектов в органах СУЗ, приводящих к непредусмотренному выводу поглощающих стержней из активной зоны реактора. В больших реакторах в результате перекосов распределения нейтронов возможны локальные критические и надкритические массы. В графитовых реакторах попадание воды в графитовую кладку активной зоны может привести к всплеску нейтронов и локальному повышению энерговыделения. В канальных реакторах РБМК это может произойти при разгерметизации технологического канала, несущего давление теплоносителя. В газографитовых реакторах попадание воды в графитовую кладку возможно через неплотность в парогенераторах. В водо-водяных реакторах локальные перекосы энерговыделения возможны в результате неодинаковой температуры воды на входе в реактор из различных петель первого контура. При внезапной подаче более холодной воды из какой-либо петли возможна так называемая *холодная авария.* Это обусловлено отрицательным температурным коэффициентам реактивности. Перечисленные выше факторы, приводящие к внезапным всплескам нейтронов, должны быть тщательно проанализированы как по величине, так и по скорости изменения реактивности.

Особо следует остановиться на обеспечении подкритичности реактора при перегрузке топлива в выключенном состоянии, когда оперативная защита отключена. При перегрузке реактора осуществляется выгрузка отработавших ТВС, перестановка их части на новое место, загрузка свежих ТВС. Во всех реакторах, перегружаемых при полном выключении, все имеющиеся

поглощающие стержни (регулирующие, компенсирующие и аварийные) полностью вводятся в активную зону с последующим отключением приводов и надежной фиксацией стержней в активной зоне. Кроме того, по возможности применяются дополнительные средства. Так, в водо-водяных реакторах надежная глубокая подкритичность обеспечивается добавкой борной кислоты в воду, под слоем которой осуществляется перегрузка. В тяжеловодных реакторах на время перегрузки можно слить тяжеловодный замедлитель.

Очевидные причины внезапного ухудшения теплоотвода — отключение главных циркуляционных насосов (ГЦН) или газодувок и разгерметизация контура охлаждения с потерей теплоносителя.

Отключение ГЦН возможно при внезапной потере питания или выходе из строя насосов по другим непредвиденным причинам. Это неизбежно приведет к уменьшению расхода теплоносителя и ухудшению теплоотвода. В зависимости от числа отключенных циркуляционных насосов и типа ГЦН либо реактор должен быть немедленно выключен, либо его мощность должна быть соответственно уменьшена. Однако сигнал на отключение или уменьшение мощности идет с запозданием, и баланс энерговыделения и теплоотвода на этом этапе нарушается в неблагоприятную сторону.

Серьезной аварийной ситуацией является потеря теплоносителя, связанная с разгерметизацией контура. Она возможна по многим причинам: из-за вибрации трубопроводов в результате нарушения их крепления, возможных дефектов в сварных швах, усталостных явлений в связи с термическими напряжениями и т. п. В зависимости от размера течи может быть компенсируемая или некомпенсируемая потеря теплоносителя. С точки зрения ухудшения теплоотвода опасна некомпенсируемая потеря. В частности, максимальной аварией, связанной с разуплотнением контура, считается возможность обрыва циркуляционной петли или другого трубопровода (коллектора) с предельным диаметром.

Одна из характерных причин ухудшения теплоотвода — уменьшение проходного сечения для теплоносителя в параллельных каналах активной зоны. При нормальных режимах эксплуатации это может произойти вследствие вибрации каких-либо узлов внутрикорпусных устройств и возможного их разрушения, в результате чего наступает полная или частичная закупорка отдельных каналов. Вибрации внутрикорпусных устройств могут быть вызваны гидродинамической нестабильностью потока теплоносителя.

Поэтому отсутствие гидродинамической нестабильности, пульсаций потока теплоносителя — одно из важных условий, обеспечивающих надежную и безопасную эксплуатацию реактора. Это особенно характерно для кипящих реакторов, охлаждаемых двухфазным потоком. В реакторах с водой под давлением скорость воды ограничена предельно допустимой, превышение которой может привести к чрезмерным динамическим нагрузкам. Так, максимальная скорость теплоносителя в реакторах ВВЭР не превышает 6—7 м/с в пучке твэлов и 10—12 м/с в циркуляционных трубопроводах первого контура.

Значительные отклонения от нормальных режимов работы приводят к дополнительным, иногда весьма большим динамическим нагрузкам, вследствие чего могут разрушиться отдельные элементы внутрикорпусных устройств и деформироваться пучки твэлов. Так, при обрыве главного циркуляционного трубопровода перепад давления на активной зоне возрастет примерно на порядок, возможны пульсации давления. Все это необходимо учитывать при создании противоаварийных средств.

14.3. СРЕДСТВА ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ И ПРЕДОТВРАЩЕНИЯ АВАРИЙ

Назначение противоаварийных средств предупреждения — полное предотвращение аварии либо предотвращение ее развития. К ним относятся система контроля за нейтронно-физическими и теплотехническими параметрами, за состоянием металла и оборудования, система АЗ, резервные источники питания и другие средства, предупреждающие об отклонении от нормального режима или предотвращающие развитие аварии.

Важный фактор, определяющий надежность и безаварийность работы,— качество изготовления и монтажа оборудования. Характерными для этих этапов являются повышенные требования как к качеству самих материалов, так и к всестороннему контролю в процессе изготовления и монтажа.

Надежная система контроля за работой ядерного реактора и его отдельных элементов — один из важнейших факторов, не только обеспечивающих предупреждение об отклонениях от нормального режима, но и позволяющих вести режим с наиболее оптимальными показателями. Особенно это относится к внутриреакторным измерениям локальных значений потоков нейтронов и энерговыделения. Система контроля постоянно совершенствуется, внедряются новые методы неразрушающего контроля состояния металла толстостенных корпусов и других элементов, диагностика оборудования по характерным шумам. Для оперативной обработки обширной информации системы контроля используется вычислительная техника, способная не только воспринять эту информацию, но и оптимизировать ведение режима.

Обеспечение надежности работы оборудования должно быть в центре внимания уже на стадии проектирования реактора. На этой стадии предусматривается возможность осмотра и профилактического ремонта оборудования. С учетом радиоактивного загрязнения контура совершенствуются методы дистанционного осмотра и ремонта оборудования.

Высокие требования предъявляются к надежности работы СУЗ. Она должна быть как минимум дублирована и работоспособна при всех обстоятельствах. Приводы СУЗ должны быть устроены таким образом, чтобы при потере питания аварийная защита надежно и достаточно быстро была способна заглушить реактор. Для этого по аварийному сигналу предусматриваются обычно расцепление стержней АЗ с приводами и падение их под влиянием собственного веса в активную зону.

Сигналы аварийного выключения реактора выбирают исходя из анализа возможных аварийных ситуаций, их развития и последствий. Наиболее характерными авариями, при которых либо реактор полностью выключается, либо его мощность снижается до безопасного уровня, являются следующие: повышение плотности потока нейтронов выше допустимого, превышение допустимой скорости разгона реактора, отказ работы органов регулирования, внезапное отключение циркуляционных насосов (газодувок), резкое снижение давления в первом контуре, непрекращающееся повышение активности теплоносителя или в рабочих помещениях.

В зависимости от типа реактора и конкретных условий эксплуатации перечень аварийных сигналов может быть не только дополнен, но и изменен. Характерными могут быть сигналы по превышению допустимых температур теплоносителя и твэлов, паросодержания на выходе из активной зоны реактора, давления газа, заполняющего графитовую кладку в графитоводных реакторах или полость между основным и страховочным корпусами в реакторах с натриевым теплоносителем и др.

Для предотвращения ложного срабатывания АЗ предусматривается дублирование аварийных сигналов. Кроме того, устанавливается предварительная сигнализация — световая и звуковая, позволяющая персоналу по возможности предотвратить неблагоприятное развитие того или иного аварийного процесса. Так, срабатывание АЗ по предельному значению плотности нейтронов устанавливается на уровне ~120% номинального значения, а предварительная сигнализация — на уровне ~110%. При этом если повышение плотности потока нейтронов идет со сравнительно небольшой скоростью, а причина его может быть устранена, то благодаря предварительной сигнализации и принятию соответствующих мер аварийного выключения реактора может не произойти.

Чрезвычайно важной и обязательно контролируемой величиной, имеющей предельно допустимое значение, является период реактора (или обратная ее величина — скорость разгона). Минимальное значение периода реактора устанавливается на уровне ~10 с, что соответствует возрастанию плотности потока нейтронов за это время в e раз. Этого времени вполне достаточно, чтобы предотвратить превышение плотности потока нейтронов выше предельно допустимого значения для кратковременного режима, определяемого временем срабатывания АЗ. Аварийный сигнал по периоду реактора особенно важен в режимах пуска и разгона реактора, когда защиты по уровню плотности потока нейтронов практически нет.

Ядерный реактор не может оставаться неуправляемым даже на короткое время. Поэтому отказ органов управления по любым причинам (отключение приводов, заклинивание подвижных органов управления и др.) является серьезной аварийной ситуацией и реактор с помощью АЗ должен быть немедленно выключен.

Отключение циркуляционных насосов (газодувок) приводит к неизбежному уменьшению расхода теплоносителя — вплоть до естественной циркуляции. При наличии нескольких петель в первом контуре вероятно одновременное отключение насосов во всех петлях либо в части из них. Наиболее опасно одновременное отключение всех насосов. Однако резервирование питания приводов от независимых источников практически полностью исключает этот случай. Так, в реакторах ВВЭР-440, имеющих шесть параллельных петель, возможно одновременное отключение не более двух насосов. В этом случае не требуется полного выключения реактора, а достаточно снизить его мощность на 30—40%, что обеспечивает нормальный теплоотвод.

При наличии параллельных петель и прекращении в части из них принудительной циркуляции важно не допустить обратного тока теплоносителя в аварийных петлях, что может существенно снизить расход теплоносителя через активную зону. Для этого предусматриваются либо обратные клапаны, либо запорные задвижки.

При выборе типа циркуляционных насосов (газодувок) прежде всего учитывают их выбег, определяемый массой вращающихся частей. Чем больше выбег, тем медленней спадает расход теплоносителя. Используемые герметичные насосы в контурах первого поколения реакторов ВВЭР (вплоть до ВВЭР-440), как, впрочем, и в зарубежных реакторах, весьма ограничены по вращающимся маховым массам и имеют чрезвычайно малый выбег, исчисляемый секундами. Применение этих насосов объясняется стремлением полностью исключить протечки радиоактивного теплоносителя. Переход на

сальниковые насосы с организованными протечками позволил устранить недостаток герметичных насосов, связанный с малым выбегом, поскольку в них используются электродвигатели с более массивным вращающимся ротором, а также имеется возможность искусственно увеличить массу за счет дополнительной установки маховиков. Подобные насосы, используемые в реакторах ВВЭР-1000, имеют выбег, исчисляемый десятками секунд. Это существенно уменьшило опасность, связанную с внезапным отключением насосов.

В реакторах с водным теплоносителем без кипения даже кратковременные перерывы в работе насосов могут привести к вскипанию воды и срыву циркуляции. Поэтому должны быть проанализированы все возможные варианты аварии и предприняты соответствующие противоаварийные меры, предотвращающие заметное вскипание воды. В кипящих реакторах переход на естественную циркуляцию более надежен. При отключении насосов в этих реакторах необходимо снизить мощность до уровня, при котором обеспечивается теплосъем за счет естественной циркуляции. Повышенной безопасностью в этом отношении обладают реакторы, работающие при нормальных режимах с естественной циркуляцией теплоносителя. К ним относятся реакторы АСТ.

Резкое снижение давления в первом контуре свидетельствует о разгерметизации контура и некомпенсируемой потере теплоносителя. Подобная ситуация чрезвычайно опасна для всех типов реакторов, поскольку приводит к прямому уменьшению расхода теплоносителя через активную зону, ухудшению теплоотвода и повышению температуры твэлов, истечению радиоактивного теплоносителя в рабочие помещения, а в случае разгерметизации твэлов — к попаданию осколочной радиоактивности в помещения. Истечение теплоносителя из первого контура может привести к заметному повышению давления в рабочих помещениях, разгерметизации боксов (защитной оболочки) и радиоактивному загрязнению окружающей местности. В зависимости от типа реактора эта авария рассматривается либо как максимально проектная, на которую рассчитываются противоаварийные средства, либо как одна из наиболее тяжелых, при которых реактор должен быть немедленно выключен.

Средства предотвращения аварий постоянно совершенствуются и дополняются новыми, созданными с учетом накопленного опыта работы. Совершенствование средств и методов контроля, улучшение качества и организации эксплуатации оборудования повышают надежность работы ядерных реакторов. Благодаря этому некоторые консервативные предпосылки, которые закладываются при проектировании основного оборудования и противоаварийных средств, могут быть сняты.

Однако не исключена возможность и появления новых ограничений. В частности, меняется концепция с определением допустимой удельной энергонапряженности реактора. Стремление повысить ее сопряжено с возможными отклонениями от нормального режима работы реактора. В связи с этим наблюдается тенденция к уменьшению удельных тепловых нагрузок.

14.4. ЗАЩИТНЫЕ СРЕДСТВА ЛОКАЛИЗАЦИИ И УМЕНЬШЕНИЯ ПОСЛЕДСТВИЙ АВАРИЙ

Локализация и ограничение последствий аварий, вероятность которых вполне реальна, могут быть достигнуты за счет как удаления АЭС от населенных пунктов, так и технических средств. Однако по мере наращивания мощности ЯЭУ и расширения сферы их использования возрастает роль технических средств. К ним относятся: аварийные системы расхолаживания, защитные оболочки и системы снижения давления в них, системы улавливания радиоактивных газов.

Системы локализации рассчитывают обычно на максимальную проектную аварию, определяемую для каждой конкретной установки. Для водоохлаждаемых реакторов наиболее серьезной аварией, принятой максимально проектной, считается внезапный разрыв трубопровода максимального диаметра в циркуляционном контуре. В графитовых реакторах с газовым теплоносителем к тяжелым последствиям может привести попадание воды второго контура в первый и обесточивание газодувок. В реакторах на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем наиболее серьезными аварийными ситуациями считаются разуплотнение первого контура и обесточивание циркуляционных насосов.

Как видно, наиболее тяжелые аварийные ситуации сопровождаются внезапным ухудшением теплоотвода, а при попадании воды в графитовую кладку возможен и всплеск нейтронной мощности. Все это предопределяет высокие требования к системам аварийного расхолаживания, и прежде всего к системам расхолаживания активной зоны.

Внезапная некомпенсируемая потеря теплоносителя, связанная с разуплотнением первого контура, сопровождается не только резким ухудшением теплоотвода, но и истечением теплоносителя в реакторное помещение и повышением давления в нем. При этом, если не обеспечить надежное расхолаживание активной зоны, произойдут разгерметизация твэлов и выход радиоактивных продуктов деления в теплоноситель.

В зависимости от типа реактора и вида теплоносителя протекание и последствия подобной аварии различны. В реакторах типа ВВЭР, работающих под высоким давлением,

происходит практически мгновенное падение давления до момента вскипания теплоносителя, что обусловлено несжимаемостью воды. После вскипания начинает истекать пароводяная смесь, в контуре образуется паровая подушка и дальнейшее падение давления идет сравнительно медленно. Вскипание теплоносителя приводит к запариванию активной зоны, последующему ее обезвоживанию и резкому ухудшению коэффициента теплоотдачи. Хотя реактор при этом по аварийному сигналу немедленно выключается, в нем за счет высокой температуры диоксида урана аккумулируется большое количество тепла. Кроме того, имеет место остаточное тепловыделение. При нормальной работе температура диоксида урана в центре топливного сердечника составляет около 2000° С и даже несколько выше, а температура оболочки не превышает 400° С. При резком ухудшении теплоотвода температура оболочки возрастает за счет растечки тепла по сечению твэла. При этом, если не обеспечить эффективное аварийное расхолаживание, температура оболочки может повыситься до 1000° С и более и разгерметизация твэлов становится весьма вероятной. Более того, при температуре выше 1000° С может интенсивно протекать пароциркониевая реакция с дополнительным выделением тепла, что может привести к оплавлению твэлов.

Система аварийного охлаждения активной зоны (САОЗ) реакторов типа ВВЭР состоит из гидроемкостей так называемой пассивной системы и насосов высокого и низкого давления — активной системы. Гидроемкости пассивной системы не связаны между собой и работают независимо друг от друга. Они, заполненные водой с присадкой борной кислоты, находятся под давлением 4—6 МПа, и в случае падения давления в первом контуре, обусловленного некомпенсируемой потерей теплоносителя, ниже давления в гидроемкостях борированная вода начинает поступать в реактор, обеспечивая тем самым расхолаживание активной зоны. Присадка борной кислоты в воде системы расхолаживания необходима для поддержания надежной подкритичности реактора. После опорожнения гидроемкостей в работу включаются высокопроизводительные насосы низкого давления, которые прокачивают воду до полного расхолаживания зоны. Насосы высокого давления, подключенные к тем же линиям расхолаживания, предназначены для компенсируемой подпитки контура в случае образования малых течей. Надежность работы САОЗ обеспечивается не менее чем 100%-ным резервированием как по пассивной, так и по активной системе.

Вскипание истекающей воды приводит к повышению давления в защитной оболочке (боксах). При этом, как показывают элементарные расчеты, оно может существенно превысить

разумно допустимые значения, на которые рассчитываются защитные оболочки. В качестве предельного в защитной оболочке принимается обычно давление 0,4—0,5 МПа, дальнейшее увеличение которого приводит не только к резкому удорожанию оболочки, но и к снижению ее надежности по обеспечению герметичности.

Снижение давления в защитной оболочке достигается устройствами для конденсации пара. В отечественной практике нашли применение различного рода барботеры и спринклерные установки. В зарубежной практике применяются ледовые конденсаторы. Рассматриваются и другие системы, в частности защитные оболочки с предварительным сбросом давления, снабженные специальными клапанами, через которые сбрасывается давление в атмосферу на первоначальном этапе аварии с разгерметизацией первого контура. Идея заключается в том, что на этом этапе осколочная радиоактивность в теплоносителе отсутствует, а к моменту обезвоживания зоны, когда вероятна разгерметизация твэлов, клапаны закрываются и выход радиоактивных загрязнений в окружающую среду предотвращается.

В канальных кипящих реакторах типа РБМК используется аналогичная система аварийного охлаждения реактора (САОР), включающая в себя пассивную и активную системы. Выбор давления в пассивной системе (гидроемкостях) САОР более однозначен, чем в САОЗ ВВЭР. Это обусловлено тем, что при разгерметизации контура многократной принудительной циркуляции (КМПЦ) резкого снижения давления не происходит вследствие наличия паровой подушки в барабане-сепараторе. Для конденсации пара в рабочих помещениях используются бассейны-барботеры.

В водоохлаждаемых реакторах, предназначенных для АСТ, давление теплоносителя снижено примерно на порядок по сравнению с давлением в реакторах типа ВВЭР. Это позволило установить второй страховочный корпус, рассчитанный на полное давление теплоносителя первого контура. Низкое давление в первом контуре предопределяет более спокойный характер истечения теплоносителя в случае разгерметизации трубопроводов подпитки и продувки (сравнительно небольшого диаметра), что упрощает систему локализации. Для гарантированного предотвращения попадания радиоактивного теплоносителя в сетевую воду предусматривается промежуточный контур, давление в котором несколько ниже давления в контуре сетевой воды.

Оценка последствий, к которым приводит разгерметизация первого контура в графитовых реакторах с газовым теплоносителем, несколько проще, чем в водоохлаждаемых реакторах. Спад давления в контуре идет сравнительно

медленно, а истечение теплоносителя происходит без изменения агрегатного состояния. Значительная теплоемкость графитового замедлителя и относительно низкая энергонапряженность активной зоны обусловливают замедленное протекание всех переходных процессов. Повышение давления в защитной оболочке сравнительно невелико и обеспечивается откачкой газового теплоносителя в специальные газгольдеры.

В реакторах с натриевым теплоносителем давление в контуре низкое, а вероятность утечки существенно уменьшена за счет использования страховочных кожухов. Утечка натриевого теплоносителя в реакторное помещение не приводит к повышению давления в нем, а представляет прежде всего высокую пожароопасность. В соответствии с этим и подбираются противоаварийные и противопожарные средства.

Очистка воздуха в помещениях АЭС от радиоактивных примесей осуществляется многоступенчатыми фильтрами, включенными в систему принудительной вентиляции. Как показывает опыт эксплуатации, они обеспечивают высокую степень очистки как при нормальных режимах работы, так и в аварийных ситуациях. Степень очистки от аэрозолей и других примесей составляет более 99%.

14.5. НЕКОТОРЫЕ УРОКИ, ВЫТЕКАЮЩИЕ ИЗ АНАЛИЗА АВАРИЙ НА АЭС, ИМЕВШИХ МЕСТО В МИРОВОЙ ПРАКТИКЕ

Повышенные требования к обеспечению безопасности ЯЭУ находились в центре внимания с момента первых шагов развития ЯЭ и решались одновременно с ее развитием. Это привело к созданию системы нормативных документов, регламентирующих общие положения как по безопасности (ОПБ) атомных станций (АС), так и отдельные по ядерной безопасности, радиационной и т. п. Был установлен так называемый «атомный уровень требований», существенно превышающий уровень требований к оборудованию традиционной энергетики по качеству изготовления, мантажу, применяемым материалам, обоснованию технических решений и т. п.

На пути возможного аварийного выхода радиоактивных веществ использована физическая многобарьерность — оболочка твэлов, контур циркуляции теплоносителя, реакторное помещение, требования к герметичности которых определены соответствующими нормативными документами, а вокруг АЭС определяется санитарно-защитная зона.

Наряду с широкой системой мер по предотвращению аварий АС снабжается специальными защитными устройствами и системами, позволяющими локализовать и предотвратить опасные последствия возникших аварий. Если эффективность мер, принятых для обеспечения надежности и безопасности

работы ЯЭУ в нормальных режимах, может быть подтверждена ежедневной практикой, то проверка способности обеспечить надлежащую безопасность в результате крупных аварий носит разовый, случайный характер. Это требует глубокого и всестороннего изучения и анализа протекания и последствий подобных аварий специалистами.

По существу за время существования ЯЭ произошли две крупные аварии — в 1979 г. на АЭС «Три-Майл-Айленд» и в 1986 г. на Чернобыльской АЭС (подробнее об аварии на Чернобыльской АЭС см. [15]). Их анализ не опроверг, а подтвердил правильность принципиальных подходов к обеспечению безопасности. Однако он показал и некоторые просчеты, которые безусловно должны быть учтены при определении мер по повышению безопасности. Фактическая частота серьезных аварий оказалась выше тех значений, которые ожидались и воспринимались как приемлемые с точки зрения вероятности риска для человека. Так, серьезные повреждения активной зоны зафиксированы с частотой 10^{-3} раз за год работы станции. Международные эксперты по безопасности при МАГАТЭ полагают, что для существующих АЭС вероятность этих аварий не должна превышать 10^{-4}, а в будущем должна достигнуть 10^{-5} событий за год работы станции.

Серьезной переоценки требуют вопросы, связанные с подготовкой и переподготовкой эксплуатационного персонала, готовностью его к ликвидации протекания аварий и локализации их последствий. Уже после аварии на АЭС «Три-Майл-Айленд» изменен подход к оценке места и роли оператора в обеспечении безопасности АС, а Чернобыльская авария подтвердила эти выводы и внесла свои дополнения. Для повышения квалификации операторов и приобретения ими навыков оперативно принимать решения в экстремальных ситуациях необходимо создание широкой сети учебных центров и тренажеров, оснащенных современной электронной и вычислительной техникой. Это даст возможность эксплуатационному персоналу приобрести навыки для принятия действенных мер не только в процессе развития проектных аварий, в том числе МПА, но и так называемых «тяжелых» запроектных аварий.

К последней задаче вплотную примыкает обеспечение оперативной эксплуатационной диагностики, охватывающей режимные условия работы и техническое состояние оборудования, необходимые оператору для прогнозирования развития режима работы и возможных повреждений.

Активизируется разработка реакторных систем с так называемыми «внутренне присущими свойствами безопасности», смягчающими развитие аварийных ситуаций и исключающими их опасные последствия. К таким свойствам относятся:

способность к саморегулированию мощности и самоостановке реактора; способность эффективно аккумулировать тепло в широком временном диапазоне; повышение запасов по стойкости реакторных материалов, взаимная их химическая пассивность; использование пассивных средств теплоотвода, воздействия на реактивность и т. п. Перспективными в этом отношении являются реакторы для АСТ и высокотемпературные графитовые реакторы с гелиевым охлаждением — они отвечают многим перечисленным выше свойствам.

Определяя дальнейшее повышение требований к надежности и безопасности, необходимо исходить из того, что ЯЭ переходит в область все более массовой технологии, характеризуемой увеличивающимися масштабами, проникновением в различные сферы использования. Поэтому меры и средства, обеспечивающие достаточно эффективную безопасность в условиях ограниченного производства, могут оказаться недостаточными в условиях более массового использования ЯЭ.

Рассматривая более отдаленную перспективу, необходимо изучать возможность иных технологических решений, например подземное сооружение ЯЭУ и др.

Приложение 1. **Физические величины, входящие в таблицы приложений, и их единицы**

Наименование	Обозначение	Единица
Абсолютное давление	p	Па
Абсолютное давление насыщения	p_s	Па
Температура	T	°C
Температура насыщения	T_s	°C
Абсолютная температура	$\Theta = 273{,}15 + T$	К
Удельный объем	v	м³/кг
Удельный объем кипящей воды	v'	м³/кг
Удельный объем сухого насыщенного пара	v''	м³/кг
Удельная энтальпия	i	кДж/кг
Удельная теплота парообразования	r	кДж/кг
Истинная изобарная теплоемкость	c_p	кДж/(кг · К)
Динамическая вязкость	μ	мкПа · с
Кинематическая вязкость	ν	м²/с
Теплопроводность	λ	мВт/(м · К)
Поверхностное натяжение	σ	мН/м
Число Прандтля	Pr	—
Плотность	ρ	кг/м³
Температуропроводность	a	м²/с
Температурный коэффициент линейного расширения	α	1/К
Модуль упругости	E	МПа
Номинальное допускаемое напряжение	$\sigma_в$	МПа

Приложение 2. **Соотношения между единицами некоторых величин**

Величина	Соотношения между единицами в разных системах с единицей в СИ
Сила	1 кгс = 9,80665 Н
Давление	1 кгс/см² = 98066,5 Па
	1 мм вод.ст. = 9,80665 Па
	1 мм рт.ст. = 133,322 Па
	1 бар = 10^5 Па
Напряжение (механическое)	1 кгс/мм² = 9,80665 · 10^6 Па
Работа	1 кгс · м = 9,80665 Дж
Энергия	1 Вт · ч = 3600 Дж
Мощность	1 кгс · м/с = 9,80665 Вт
	1 л.с. = 735,499 Вт
Удельное количество теплоты	1 ккал/кг = 4,1868 · 10^3 Дж/кг
Теплоемкость системы	1 ккал/°С = 4,1868 · 10^3 Дж/К

Удельная теплоемкость	1 ккал/(кг · °С) = 4,1868 · 10³ Дж/(кг · К)
Тепловой поток	1 ккал/ч = 1,163 Вт
Плотность теплового потока	1 ккал/(м² · ч) = 1,163 Вт/м²
Теплопроводность	1 ккал/(м · ч · °С) = 1,163 Вт/(м · К)
Динамическая вязкость	1 кгс · с/м² = 9,80665 Па · с
Кинематическая вязкость	1 м²/ч = 277,788 · 10⁻⁶ м²/с

Приложение 3. Термодинамические свойства воды и водяного пара в состоянии насыщения [32]

p	T	v'	v''	i'	i''	r
$1 \cdot 10^3$	6,982	0,0010001	129,208	29,33	2513,8	2484,5
$2 \cdot 10^3$	17.511	0,0010012	67,006	73,45	2533,2	2459,8
$3 \cdot 10^3$	24,098	0,0010027	45,688	101,00	2545,2	2444,2
$4 \cdot 10^3$	28,981	0,0010040	34,803	121,41	2554,1	2432,7
$5 \cdot 10^3$	32,90	0,0010052	28,196	137,77	2561.2	2423.4
$6 \cdot 10^3$	36,18	0,0010064	23,742	151,50	2567.1	2415,6
$7 \cdot 10^3$	39,02	0,0010074	20,532	163,38	2572,2	2408,8
$8 \cdot 10^3$	41,53	0,0010084	18,106	173,87	2576,7	2402.8
$9 \cdot 10^3$	43,79	0,0010094	16,206	183,28	2580.8	2397,7
$1 \cdot 10^4$	45,83	0,0010102	14,676	191,84	2584.4	2392,6
$2 \cdot 10^4$	60,09	0.0010172	7,6515	251,46	2609.6	2358,1
$3 \cdot 10^4$	69,12	0,0010223	5,2308	289,31	2625,3	2336,0
$4 \cdot 10^4$	75,89	0,0010265	3,9949	317,65	2636,8	2319,2
$5 \cdot 10^4$	81,35	0,0010301	3,2415	340,57	2646,0	2305,4
$6 \cdot 10^4$	85,95	0,0010333	2,7329	359,93	2653,6	2293,7
$7 \cdot 10^4$	89,96	0,0010361	2,3658	376,77	2660,2	2283,4
$8 \cdot 10^4$	93.51	0,0010387	2,0879	391,72	2666,0	2274,3
$9 \cdot 10^4$	96,71	0,0010412	1,8701	405,21	2671,1	2265,9
$1 \cdot 10^5$	99,63	0.0010434	1,6946	417,51	2675,7	2258,2
$2 \cdot 10^5$	120,23	0,0010608	0,88592	504,7	2706,9	2202,2
$3 \cdot 10^5$	133,54	0,0010735	0,60586	561,4	2725,5	2164,1
$4 \cdot 10^5$	143,62	0,0010839	0,46242	604,7	2738,5	2133,8
$5 \cdot 10^5$	151,85	0,0010928	0,37481	640,1	2748,5	2108.4
$6 \cdot 10^5$	158,84	0,0011009	0,31556	670,4	2756,4	2086,0
$7 \cdot 10^5$	164,96	0,0011082	0,27274	697,1	2762,9	2065,8
$8 \cdot 10^5$	170,42	0,0011150	0,24030	720,9	2768.4	2047.5
$9 \cdot 10^5$	175,36	0,0011213	0,21484	742,6	2773.0	2030,4
$1 \cdot 10^6$	179,88	0.0011274	0,19430	762,0	2777,0	2014,4
$2 \cdot 10^6$	212,37	0,0011766	0,09953	908,6	2797,4	1888,8
$3 \cdot 10^6$	233,84	0,0012163	0,06662	1008,4	2801,9	1793,5
$4 \cdot 10^6$	250,33	0,0012521	0,04974	1087,5	2799,4	1711,9
$5 \cdot 10^6$	263,92	0,0012858	0,03941	1154,6	2792,8	1638,2
$6 \cdot 10^6$	275.56	0,0013187	0,03241	1213,9	2783.3	1569,4
$7 \cdot 10^6$	285,80	0,0013514	0,02734	1267,7	2771,4	1503,7
$8 \cdot 10^6$	294,98	0,0013843	0,02349	1317,5	2757,5	1440.0
$9 \cdot 10^6$	303,31	0,0014179	0,02046	1364,2	2741,8	1377,6
$1 \cdot 10^7$	318,04	0,0014526	0,01800	1408,6	2724,6	1315,8
$1,1 \cdot 10^7$	310,96	0,0014887	0,01597	1451,2	2705,4	1254,2
$1,2 \cdot 10^7$	324,64	0,0015267	0,01425	1492,6	2684,8	1192.2
$1.3 \cdot 10^7$	330,81	0,0015670	0,01277	1533,0	2662,4	1129,4
$1,4 \cdot 10^7$	336,63	0,0016104	0.01149	1572,8	2638,3	1065.5
$1,5 \cdot 10^7$	342,12	0,0016580	0,01035	1612,2	2611,6	999,4
$1,6 \cdot 10^7$	347,32	0,0017101	0,009330	1651,5	2582,6	931.2
$1,7 \cdot 10^7$	352,26	0,0017690	0,008401	1691,6	2550.8	859,2
$1,8 \cdot 10^7$	356.96	0,0018380	0,007534	1733,4	2514.4	781,0

p	T	v'	v''	i'	i''	r
$1,9 \cdot 10^7$	361,44	0,0019231	0,006700	1778.2	2470,1	691,9
$2,0 \cdot 10^7$	365,71	0,002038	0,005873	1828,8	2413,8	585,0
$2,1 \cdot 10^7$	369,79	0,002218	0,005006	1892.2	2340.2	448,0
$2,2 \cdot 10^7$	373,68	0,002675	0,003757	2007,7	2192,5	184,8

Параметры критического состояния

Давление, Па	$2.2115 \cdot 10^7$
Температура, °С	374,12
Удельный объем, м³/кг	0,003147
Удельная энтальпия, кДж/кг	2095,2

Приложение 4. Термодинамические свойства воды и перегретого пара [32]*

T	$p = 1 \cdot 10^4$ Па; $T_s = 45{,}83$ °С		$p = 5 \cdot 10^4$ Па; $T_s = 81{,}35$ °С		$p = 1 \cdot 10^5$ Па; $T_s = 99{,}63$ °С	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0010017	83,9	0.0010017	83,9	0.0010017	84,0
40	0.0010078	167,4	0,0010078	167,5	0.0010078	167,5
60	15,34	2611,3	0,0010171	251,1	0,0010171	251,2
80	16,27	2649,3	0,0010292	334,9	0,0010292	335,0
100	17,20	2687.2	3,419	2682,6	1,696	2676,5
150	19,51	2782,8	3.890	2780.0	1,937	2776,4
200	21.82	2879,3	4.356	2877.5	2,172	2875,2
300	26,44	3076.3	5,284	3075,3	2,639	3074,1
400	31,06	3279,4	6,209	3278,7	3.103	3278,0

* Здесь и далее полужирной линией разделены параметры воды и пара.

T	$p = 2 \cdot 10^5$ Па; $T_s = 120{,}23$ °С		$p = 3 \cdot 10^5$ Па; $T_s = 133{,}54$ °С		$p = 4 \cdot 10^5$ Па; $T_s = 143{,}65$ °С	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0010016	84,0	0,0010016	84,1	0,0010015	84,2
40	0,0010077	167,6	0,0010077	167,7	0.0010076	167.8
60	0,0010171	251,2	0,0010170	251,3	0.0010170	251,4
80	0,0010291	335,0	0,0010291	335,1	0,0010290	335,2
100	0.0010437	419,1	0,0010436	419,2	0,0010436	419,3
120	0,0010606	503,7	0,0010606	503,8	0,0010605	503,9
140	0,9352	2748,4	0,6179	2739,6	0,0010800	589,1
160	0,9842	2789,5	0,6508	2782,4	0.4839	2775,0
180	1,032	2830,1	0,6838	2824,3	0.5094	2818,3

T	$p=2\cdot10^5$ Па; $T_s=120{,}23°$ C		$p=3\cdot10^5$ Па; $T_s=133{,}54°$ C		$p=4\cdot10^5$ Па; $T_s=143{,}65°$ C	
	v	i	v	i	v	i
200	1,080	2870,4	0,7164	2865,6	0,5343	2860,6
250	1,199	2980,8	0,7964	2967,5	0,5952	2964,1
300	1,316	3071,6	0,8753	3069,2	0,6548	3066,7
350	1,433	3173,3	0,9536	3171,4	0,7139	3169,5
400	1,549	3276,4	1,031	3274,9	0,7726	3273,3

Продолжение прилож. 4

T	$p=5\cdot10^5$ Па; $T_s=151{,}85°$ C		$p=6\cdot10^5$ Па; $T_s=158{,}84°$ C		$p=7\cdot10^5$ Па; $T_s=164{,}96°$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0010015	84,3	0,0010014	84,4	0,0010014	84,5
40	0,0010076	167,9	0,0010075	168,0	0,0010075	168,1
60	0,0010169	251,5	0,0010169	251,6	0,0010168	251,7
80	0,0010290	335,3	0,0010289	335,4	0,0010289	335,4
100	0,0010435	419,4	0,0010434	419,4	0,0010434	419,5
120	0,0010605	503,9	0,0010604	504,0	0,0010603	504,1
140	0,0010800	589,2	0,0010799	589,3	0,0010798	589,3
160	0,3836	2767,4	0,3166	2759,2	0,0011022	675,5
180	0,4046	2812,1	0,3347	2805,6	0,2847	2798,9
200	0,4249	2855,4	0,3521	2850,2	0,2999	2844,8
250	0,4744	2960,7	0,3939	2957,2	0,3363	2953,7
300	0,5226	3064,2	0,4344	3061,7	0,3714	3059,1
350	0,5701	3167,5	0,4742	3165,6	0,4057	3163,6
400	0,6172	3271,8	0,5137	3270,3	0,4397	3268,7

Продолжение прилож. 4

T	$p=8\cdot10^5$ Па; $T_s=170{,}42°$ C		$p=9\cdot10^5$ Па; $T_s=175{,}36°$ C		$p=1\cdot10^6$ Па; $T_s=179{,}88°$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0010014	84,6	0,0010013	84,7	0,0010013	84,8
40	0,0010075	168,2	0,0010074	168,2	0,0010074	168,3
60	0,0010168	251,7	0,0010167	251,8	0,0010167	251,9
80	0,0010288	335,5	0,0010288	335,6	0,0010287	335,7
100	0,0010433	419,6	0,0010433	419,7	0,0010432	419,7
120	0,0010603	504,1	0,0010602	504,2	0,0010602	504,3

T	$p=8\cdot10^5$ Па; $T_s=170{,}42°$ C		$p=9\cdot10^5$ Па; $T_s=175{,}36°$ C		$p=1\cdot10^6$ Па; $T_s=179{,}88°$ C	
	v	i	v	i	v	i
140	0,0010798	589,4	0,0010797	589,5	0,0010796	589,5
160	0,0011021	675,6	0,0011020	675,6	0,0011019	675,7
180	0,2471	2792,0	0,2178	2784,8	0,1944	2777,3
200	0,2608	2839,2	0,2304	2833,5	0,2059	2827,5
220	0,2740	2884,5	0,2423	2879,8	0,2169	2874,9
240	0,2869	2928,4	0,2539	2924,5	0,2275	2920,5
260	0,2995	2971,6	0,2652	2968,2	0,2378	2964,8
280	0,3119	3014,2	0,2764	3011,3	0,2480	3008,3
300	0,3241	3056,5	0,2874	3054,0	0,2580	3051,3
350	0,3544	3161,7	0,3144	3159,7	0,2825	3157,7
400	0,3842	3267,2	0,3411	3265,6	0,3066	3264,0
450	0,4138	3373,3	0,3675	3372,0	0,3304	3370,7
500	0,4432	3480,5	0,3937	3479,4	0,3540	3478,3

Продолжение прилож. 4

T	$p=2\cdot10^6$ Па; $T_s=212{,}37°$ C		$p=3\cdot10^6$ Па; $T_s=233{,}84°$ C		$p=4\cdot10^6$ Па; $T_s=251{,}80°$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0010008	85,7	0,0010004	86,7	0,0009999	87,6
40	0,0010069	169,2	0,0010065	170,1	0,0010060	171,0
60	0,0010162	252,7	0,0010158	253,6	0,0010153	254,4
80	0,0010282	336,5	0,0010278	337,3	0,0010273	338,1
100	0,0010427	420,5	0,0010422	421,2	0,0010417	422,0
120	0,0010596	505,0	0,0010590	505,7	0,0010584	506,4
140	0,0010790	590,2	0,0010783	590,8	0,0010777	591,5
160	0,0011012	676,3	0,0011005	676,9	0,0010997	677,5
180	0,0011266	763,6	0,0011258	764,1	0,0011249	764,6
200	0,0011560	852,6	0,0011550	853,0	0,0011540	853,4
220	0,1021	2820,4	0,0011891	943,9	0,0011878	944,2
240	0,1084	2876,3	0,06818	2823,0	0,0012280	1037,7
260	0,1144	2927,9	0,07286	2885,5	0,05174	2835,6
280	0,1200	2976,9	0,07714	2941,8	0,05547	2902,2
300	0,1255	3024,0	0,08116	2994,2	0,05885	2961,5
350	0,1386	3137,2	0,09053	3115,7	0,06645	3093,1
400	0,1512	3248,1	0,09933	3231,6	0,07339	3214,5
450	0,1635	3357,7	0,1078	3344,4	0,07999	3330,7
500	0,1756	3467,4	0,1161	3456,4	0,08638	3445,2

Продолжение прилож. 4

T	$p=5\cdot10^6$ Па; $T_s=263{,}92$ °C		$p=6\cdot10^6$ Па; $T_s=275{,}56$ °C		$p=7\cdot10^6$ Па; $T_s=285{,}80$ °C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009995	88,6	0,0009990	89,5	0,0009986	90,4
40	0,0010056	171,9	0,0010051	172,7	0,0010047	173,6
60	0,0010149	255,3	0,0010144	256,1	0,0010140	256,9
80	0,0010268	338,8	0,0010263	339,6	0,0010259	340,4
100	0,0010412	422,7	0,0010406	423,5	0,0010401	424,2
120	0,0010579	507,1	0,0010573	507,8	0,0010567	508,5
140	0,0010771	592,1	0,0010764	592,8	0,0010758	593,4
160	0,0010990	678,0	0,0010983	678,6	0,0010976	679,2
180	0,0011241	765,2	0,0011232	765,7	0,0011224	766,2
200	0,0011530	853,8	0,0011519	854,2	0,0011510	854,6
220	0,0011866	944,4	0,0011853	944,7	0,0011841	945,0
240	0,0012264	1037,8	0,0012249	1037,9	0,0012233	1038,0
260	0,0012750	1135,0	0,0012729	1134,8	0,0012708	1134,7
280	0,04224	2857,0	0,03317	2804,0	0,0013307	1236,7
300	0,04532	2925,4	0,03616	2885,0	0,02946	2839,2
350	0,05194	3069,2	0,04223	3043,9	0,03524	3017,0
400	0,05780	3196,9	0,04738	3178,6	0,03992	3159,7
450	0,06372	3316,8	0,05212	3302,6	0,04414	3288,0
500	0,06853	3433,8	0,05662	3422,2	0,04810	3410,5

Продолжение прилож. 4

T	$p=8\cdot10^6$ Па; $T_s=294{,}98$ °C		$p=9\cdot10^6$ Па; $T_s=303{,}31$ °C		$p=1\cdot10^7$ Па; $T_s=310{,}96$ °C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009981	91,4	0,0009977	92,3	0,0009972	93,2
40	0,0010043	174,5	0,0010038	175,4	0,0010034	176,3
60	0,0010135	257,8	0,0010131	258,6	0,0010126	259,4
80	0,0010254	341,2	0,0010249	342,0	0,0010244	342,8
100	0,0010396	425,0	0,0010391	425,8	0,0010386	426,5
120	0,0010562	509,2	0,0010556	509,9	0,0010551	510,6
140	0,0010752	594,1	0,0010745	594,7	0,0010739	595,4
160	0,0010968	679,8	0,0010961	680,4	0,0010954	681,0
180	0,0011216	766,7	0,0011207	767,2	0,0011199	767,8
200	0,0011500	855,1	0,0011490	855,5	0,0011480	855,9
220	0,0011829	945,3	0,0011817	945,6	0,0011805	946,0
240	0,0012218	1038,2	0,0012202	1038,3	0,0012188	1038,4
260	0,0012687	1134,6	0,0012667	1134,4	0,0012648	1134,3
280	0,0013277	1236,2	0,0013249	1235,6	0,0013221	1235,2
300	0,02425	2785,4	0,0014022	1344,9	0,0013978	1343,7

Продолжение прилож. 4

T	$p=8\cdot10^6$ Па; $T_s=294{,}98$ °C		$p=9\cdot10^6$ Па; $T_s=303{,}31$ °C		$p=1\cdot10^7$ Па; $T_s=310{,}96$ °C	
	v	i	v	i	v	i
320	0,02682	2878,1	0,02268	2833,5	0,01924	2782,0
340	0,02897	2953,9	0,02484	2919,6	0,02147	2882,1
360	0,03089	3021,3	0,02669	2993,2	0,02330	2963,3
380	0,03265	3082,7	0,02837	3059,1	0,02492	3034,4
400	0,03431	3140,1	0,02993	3119,7	0,02641	3098,5
450	0,03815	3273,1	0,03348	3257,9	0,02974	3242,2
500	0,04172	3398,1	0,03675	3386,4	0,03277	3374,1
550	0,04512	3520,4	0,03984	3510,5	0,03561	3500,4
600	0,04841	3640,7	0,04281	3632,4	0,03833	3624,0

Продолжение прилож. 4

T	$p=1{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=318{,}04$ °C		$p=1{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=324{,}64$ °C		$p=1{,}3\cdot10^7$ Па; $T_s=330{,}81$ °C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009968	94,2	0,0009964	95,1	0,0009959	96,0
40	0,0010030	177,2	0,0010026	178,1	0,0010021	178,9
60	0,0010122	260,3	0,0010118	261,1	0,0010113	262,0
80	0,0010240	343,6	0,0010235	344,4	0,0010231	345,2
100	0,0010381	427,2	0,0010376	428,0	0,0010371	428,8
120	0,0010545	511,3	0,0010540	512,0	0,0010534	512,8
140	0,0010733	596,1	0,0010727	596,7	0,0010721	597,4
160	0,0010947	681,6	0,0010940	682,2	0,0010933	682,8
180	0,0011191	786,3	0,0011183	768,8	0,0011175	769,4
200	0,0011470	856,4	0,0011461	856,0	0,0011451	857,2
220	0,0011793	946,3	0,0011782	946,6	0,0011770	946,9
240	0,0012173	1038,6	0,0012158	1038,8	0,0012144	1038,9
260	0,0012628	1134,3	0,0012609	1134,2	0,0012590	1134,1
280	0,0013194	1234,7	0,0013167	1234,3	0,0013141	1233,9
300	0,0013936	1342,6	0,0013895	1341,5	0,0013855	1340,5
320	0,01625	2720,3	0,0014941	1461,5	0,0014869	1459,2
340	0,01864	2840,4	0,01620	2793,4	0,01402	2738,8
360	0,02049	2931,2	0,01810	2896,6	0,01604	2858,9
380	0,02208	3008,3	0,01961	2980,7	0,01764	2951,4
400	0,02351	3076,4	0,02108	3053,3	0,01901	3029,3
450	0,02667	3226,2	0,02411	3209,9	0,02194	3193,1
500	0,02951	3361,6	0,02679	3349,0	0,02448	3336,1
550	0,03215	3490,3	0,02926	3480,0	0,02682	3469,7
600	0,03467	3615,5	0,03161	3607,0	0,02903	3598,4

T	$p=1{,}4\cdot10^7$ Па; $T_s=336{,}63^\circ$ C		$p=1{,}5\cdot10^7$ Па; $T_s=342{,}12^\circ$ C		$p=1{.}6\cdot10^7$ Па; $T_s=347{.}32^\circ$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009955	97,0	0,0009950	97,9	0,0009946	98,8
40	0,0010017	179,8	0,0010013	180,7	0,0010008	181.6
60	0,0010109	262.8	0.0010105	263,6	0,0010100	264,5
80	0,0010226	346.0	0,0010221	346,8	0,0010217	347,6
100	0,0010366	429,5	0,0010361	430,3	0,0010356	431,0
120	0.0010529	513,5	0.0010523	514,2	0.0010518	514,9
140	0,0010715	598,0	0,0010709	598,7	0,0010703	599,4
160	0,0010926	683,4	0.0010919	684,0	0,0010912	684,6
180	0,0011167	769,9	0,0011159	770.4	0,0011151	771,0
200	0,0011442	857,7	0,0011432	858,1	0.0011423	858,6
220	0,0011759	947,2	0,0011748	947.6	0,0011736	947,9
240	0,0012129	1039,1	0.0012115	1039,3	0,0012101	1039,5
260	0,0012572	1134,1	0,0012553	1134,0	0,0012535	1134,0
280	0.0013115	1233,5	0,0013090	1233.1	0.0013065	1232,8
300	0.0013816	1339,5	0,0013779	1338.6	0,0013742	1337,7
320	0,0014801	1457,0	0,0014736	1455,0	0,0014674	1453,9
340	0,01201	2672,6	0.0016323	1594,6	0,0016175	1589,6
360	0,01422	2817,4	0,01258	2771,3	0,01107	2717,8
380	0.01585	2920,2	0,01428	2886,7	0,01287	2850,6
400	0,01722	3004,0	0,01566	2977,6	0,01427	2949,7
450	0,02007	3175,8	0,01845	3158,2	0,01702	3140.0
500	0,02251	3323,0	0,02079	3309,7	0,01929	3296,3
550	0,02473	3459,2	0,02291	3448,7	0,02132	3438,0
600	0,03681	3589,8	0,02489	3581,2	0,02321	3572,4

Продолжение прилож. 4

T	$p=1{,}7\cdot10^7$ Па; $T_s=352{,}26^\circ$ C		$p=1{,}8\cdot10^7$ Па; $T_s=356{,}96^\circ$ C		$p=1{,}9\cdot10^7$ Па; $T_s=361{,}44^\circ$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009942	99,7	0,0009937	100,7	0,0009933	101.3
40	0,0010004	182,4	0.0010000	183,3	0.0009996	184,2
60	0,0010096	265,3	0,0010092	266,1	0,0010087	267,0
80	0,0010212	348,4	0,0010208	349.2	0.0010203	350,0
100	0,0010351	431,8	0,0010346	432,5	0,0010342	433,3
120	0,0010512	515,6	0,0010507	516,3	0,0010502	517,0
140	0,0010697	600,0	0,0010691	600.7	0,0010685	601,4
160	0,0010906	685,2	0,0010899	685,9	0,0010892	686,5
180	0,0011143	771,5	0,0011136	772,0	0,0011128	772,6

T	$p=1{,}7\cdot10^7$ Па; $T_s=352{,}26^\circ$ C		$p=1{,}8\cdot10^7$ Па; $T_s=356{,}96^\circ$ C		$p=1{,}9\cdot10^7$ Па; $T_s=361{.}44^\circ$ C	
	v	i	v	i	v	i
200	0,0011414	859.0	0,0011405	859,5	0,0011396	860,0
220	0,0011725	948,3	0,0011714	948.6	0,0011703	949,0
240	0.0012088	1039,7	0,0012074	1039,9	0,0012061	1040,1
260	0,0012517	1134,0	0,0012500	1134,0	0,0012483	1134.0
280	0,0013041	1232,4	0,0013017	1232,1	0,0012994	1231,9
300	0.0013707	1336,9	0,0013672	1336.1	0,0013639	1335,3
320	0,0014615	1451,2	0,0014558	1449,5	0,0014503	1447,9
340	0,0016042	1585,0	0,0015920	1580,9	0,0015807	1577,2
360	0,009616	2653,6	0,008135	2569,8	0.001871	1756,8
380	0,01160	2811,2	0.010424	2767,8	0.009325	2719,1
400	0,01303	2920,3	0,01191	2889,0	0,01089	2855,7
450	0,01576	3121,4	0,01463	3102,3	0,01362	3082,6
500	0,01797	3282,6	0.01678	3268,7	0,01573	3254,5
550	0,01992	3437,2	0.01876	3416,4	0,01756	3405,4
600	0.02173	3563,6	0,02041	3554,8	0,01923	3545,9

Продолжение прилож. 4

T	$p=2\cdot10^7$ Па; $T_s=365{,}71^\circ$ C		$p=2{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=369{,}79^\circ$ C		$p=2{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=373{,}68^\circ$ C	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009929	102,5	0,0009924	103,4	0,0009920	104,4
40	0,0009992	185,1	0,0009988	185,9	0,0009983	186,8
60	0,0010083	267,8	0,0010079	268.6	0,0010075	268,5
80	0,0010199	350,8	0.0010194	351.6	0,0010190	352,4
100	0,0010337	434,0	0,0010332	434,8	0,0010327	435,6
120	0,0010496	517,7	0,0010491	518,5	0,0010486	519.2
140	0,0010679	602,0	0,0010673	602,7	0.0010667	603,4
160	0,0010886	687,1	0,0010879	687,7	0,0010872	688,3
180	0,0011120	773,1	0,0011112	773,7	0,0011105	774.2
200	0,0011387	860,4	0,0011378	860,9	0,0011369	861,4
220	0,0011693	949,3	0,0011682	949,7	0,0011671	950,1
240	0,0012047	1040.3	0,0012034	1040,5	0,0012021	1040,8
260	0,0012466	1134,1	0,0012449	1134,1	0,0012432	1134,1
280	0,0012971	1231.6	0,0012949	1231,4	0,0012927	1231,0
300	0,0013606	1334,6	0.0013574	1333,9	0,0013542	1333,3
320	0.0014450	1446,3	0,0014400	1444,8	0.0014351	1443,4
340	0,0015703	1573,7	0,0015606	1570.5	0,0015515	1567,5
360	0.001823	1742.0	0,001788	1730,9	0.001760	1721,8

T	$p=2\cdot10^7$ Па; $T_s=365{,}71^\circ$ C		$p=2{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=369{,}79^\circ$ C		$p=2{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=373{,}68^\circ$ C	
	v	i	v	i	v	i
380	0,008273	2663,2	0,007233	2596,2	0,006142	2509,6
400	0,009952	2820,1	0,009080	2781,6	0,008262	2739,7
450	0,01270	3062,4	0,01187	3041,7	0,01111	3020,3
500	0,01477	3240,2	0,01391	3225,6	0,01312	3210,8
550	0,01665	3394,3	0,01564	3383,1	0,01481	3371,8
600	0,01816	3536,9	0,01720	3527,9	0,01633	3518,8

Приложение 5. **Истинная изобарная теплоемкость, динамическая вязкость, теплопроводность и число Прандтля воды и водяного пара [32]**

T	$p=1\cdot10^5$ Па; $T_s=99{,}63^\circ$ C				$p=5\cdot10^5$ Па; $T_s=151{,}85^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,182	1003	598,5	7,01	4,181	1303	598,7	6,99
40	4,179	653,2	630,7	4,33	4,178	653,3	360,8	4,33
60	4,185	466,9	654,3	2,99	4,184	467,0	654,6	2,98
80	4,196	355,0	669,8	2,22	4,195	355,1	670,0	2,22
100	2,038	12,27	25,1	0,994	4,215	282,3	679,0	1,75
150	1,979	14,18	28,9	0,973	4,310	181,9	681,7	1,16
200	1,974	16,18	33,3	0,960	2,144	16,07	34,9	0,987
300	2,011	20,29	43,4	0,940	2,065	20,24	44,1	0,948
400	2,068	24,44	54,8	0,923	2,093	24,43	55,1	0,928

Продолжение прилож. 5

T	$p=1\cdot10^6$ Па; $T_s=179{,}88^\circ$ C				$p=2\cdot10^6$ Па; $T_s=212{,}37^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,179	1002	599,0	6,99	4,176	1002	599,4	6,98
40	4,176	653,3	631,1	4,32	4,174	653,4	631,5	4,32
60	4,183	467,1	654,8	2,98	4,180	467,3	655,3	2,98
80	4,194	355,3	670,3	2,22	4,192	355,5	670,8	2,22
100	4,213	282,4	679,3	1,75	4,211	282,7	679,9	1,75
120	4,242	232,3	683,3	1,44	4,240	232,6	683,9	1,44
140	4,283	196,3	683,4	1,23	4,280	196,6	684,1	1,23
160	4,337	169,6	680,0	1,08	4,333	169,9	680,7	1,08
180	2,613	15,07	36,4	1,08	4,403	149,6	674,0	0,977
200	2,433	15,93	37,2	1,04	4,494	133,7	663,7	0,905
220	2,316	16,78	38,4	1,01	2,939	16,56	42,6	1,14
240	2,242	17,64	39,7	0,996	2,674	17,46	43,1	1,08

T	$p=1\cdot10^6$ Па; $T_s=179{,}88^\circ$ C				$p=2\cdot10^6$ Па; $T_s=212{,}37^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
260	2,194	18,49	41,3	0,982	2,505	18,34	44,0	1,04
280	2,163	19,34	43,1	0,971	2,395	19,22	45,3	1,02
300	2,141	20,19	45,0	0,962	2,321	20,10	46,8	0,997
350	2,125	22,31	50,1	0,946	2,235	22,26	51,4	0,967
400	2,126	24,42	55,6	0,934	2,197	24,40	56,6	0,947
450	2,141	26,51	61,5	0,924	2,191	26,51	62,3	0,932
500	2,164	28,58	67,6	0,915	2,201	28,59	68,3	0,921

Продолжение прилож. 5

T	$p=3\cdot10^6$ Па; $T_s=233{,}84^\circ$ C				$p=4\cdot10^6$ Па; $T_s=250{,}33^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,173	1002	599,9	6,97	4,169	1001	600,3	6,95
40	4,171	653,5	632,0	4,31	4,169	653,5	632,5	4,31
60	4,178	457,5	655,7	2,98	4,176	467,7	656,2	2,98
80	4,190	355,8	671,3	2,22	4,188	356,0	671,9	2,22
100	4,209	283,0	680,4	1,75	4,207	283,3	681,0	1,75
120	4,238	232,8	684,6	1,44	4,235	233,1	685,2	1,44
140	4,277	196,6	684,7	1,23	4,275	197,1	685,4	1,23
160	4,330	170,2	681,4	1,08	4,326	170,4	682,2	1,08
180	4,399	149,9	674,8	0,977	4,394	150,1	675,6	0,977
200	4,488	134,0	664,6	0,905	4,483	134,2	665,5	0,904
220	4,608	121,1	650,5	0,858	4,600	121,4	651,5	0,857
240	3,336	17,28	47,1	1,22	4,762	110,7	632,9	0,832
260	2,944	18,20	47,1	1,14	3,582	18,06	50,9	1,27
280	2,704	19,11	47,9	1,08	3,116	19,01	50,7	1,17
300	2,548	20,01	48,9	1,04	2,834	19,93	51,2	1,10
350	2,360	22,22	52,8	0,993	2,504	22,18	54,3	1,02
400	2,273	24,28	57,9	0,961	2,358	24,37	59,2	0,977
450	2,244	26,51	63,4	0,942	2,300	26,53	64,4	0,952
500	2,240	28,61	69,3	0,928	2,281	28,64	70,1	0,935

Продолжение прилож. 5

T	$p=5\cdot10^6$ Па; $T_s=263{,}92^\circ$ C				$p=6\cdot10^6$ Па; $T_s=275{,}56^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,166	1001	600,8	6,94	4,163	1001	601,2	6,93
40	4,167	653,6	632,9	4,30	4,164	653,7	633,4	4,30
60	4,174	467,9	656,7	2,97	4,172	468,1	657,2	2,97
80	4,186	356,3	672,4	2,22	4,184	356,5	672,9	2,22

Продолжение прилож. 5

T	$p=5\cdot10^6$ Па; $T_s=263{,}92$° C				$p=6\cdot10^6$ Па; $T_s=275{,}56$° C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
100	4,205	283,6	681,6	1,75	4,202	283,8	682,1	1,75
120	4,233	233,4	685,8	1,44	4,230	233,7	686,1	1,44
140	4,272	197,4	686,1	1,23	4,269	197,6	686,7	1,23
160	4,323	170,7	682,9	1,08	4,320	171,0	683,6	1,08
180	4,390	150,4	676,4	0,977	4.386	150,3	677,2	0,976
200	4,477	134,5	666,4	0,904	4.472	134,7	667,3	0,903
220	4,593	121,7	652,5	0,856	4,585	121,9	653.5	0,855
240	4,751	111,0	634,1	0,831	4.740	111,2	635,2	0.830
260	4,979	101,6	610,0	0,829	4,963	101,9	611.4	0,827
280	3,683	18,91	54,1	1,29	4.514	18,83	58,4	1,46
300	3,199	19.86	53,9	1.18	3,679	19,80	57,0	1,28
350	2,670	22,15	56,0	1,06	2,861	22,13	57.8	1.10
400	2,451	24,37	60.1	1,00	2.553	24,38	61.4	1,01
450	2,360	26,54	65,0	0,962	2.424	26,56	66.1	0,973
500	2,324	28.67	70,7	0.942	2,368	28,70	71,6	0.949

Продолжение прилож. 5

T	$p=7\cdot10^5$ Па; $T_s=285{,}80$° C				$p=8\cdot10^6$ Па; $T_s=294{,}98$° C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4.160	1000,0	601,7	6,92	4,157	999,9	602,1	6,90
40	4,161	653.8	633,8	4,29	4,159	653,8	634,3	4,29
60	4,169	468.3	657,7	2,97	4,167	468,6	658.1	2,97
80	4,182	356,8	673,4	2,22	4.179	357,1	673,9	2,21
100	4,200	284,1	682,7	1,75	4,198	284,3	683,2	1,75
120	4,228	233,9	687,0	1,44	4.225	234.2	687,6	1,44
140	4,266	197,9	687.4	1,23	4,263	198.2	688,0	1,23
160	4,316	171,2	684.3	1,08	4,313	171,5	685,0	1.08
180	4,382	150,9	678,0	0.975	4,377	151,1	678,8	0,975
200	4,466	135,0	668.2	0,902	4,461	135,2	669,0	0,902
220	4,578	122,2	654,5	0,855	4,570	122,4	655,5	0,854
240	4,730	111,5	636,4	0,829	4,720	111.8	637,6	0,827
260	4.947	102.2	612,8	0,825	4,931	102,5	614,3	0.823
280	5,28	93,6	582.5	0.849	5,25	94,0	584,3	0,845
300	4,338	19,75	60,8	1,41	5,31	19,73	65,8	1,59
350	3.084	22,12	59,9	1,14	3,350	22,12	62,3	1,19
400	2,665	24,39	62.8	1,04	2,789	24.41	64,4	1,06
450	2,492	26,55	67,3	0,986	2,565	26,63	68.4	1,00
500	2,416	28,74	72,6	0,957	2,464	28,79	73,5	0,965

Продолжение прилож. 5

T	$p=9\cdot10^6$ Па; $T_s=303{,}31$° C				$p=1\cdot10^7$ Па; $T_s=310{,}96$° C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,154	999,6	602.6	6,89	4,151	999,3	603.1	6,88
40	4.157	653,9	634,7	4,28	4,155	654,0	635,2	4,28
60	4.165	468,8	658,6	2,96	4,163	469,0	659,1	2,96
80	4,177	357,3	674,5	2,21	4,175	357,6	675,1	2,21
100	4,196	284,6	683,8	1,75	4,194	284.9	684,3	1,75
120	4.223	234,5	688,4	1,44	4,221	234,7	688,8	1,44
140	4,260	198,4	688,7	1,23	4,258	198.7	689,3	1,23
160	4,309	171,7	685,8	1,08	4,306	172,0	686,5	1,08
180	4,373	151,4	679,5	0.974	4,369	151,6	680,3	0,974
200	4,455	135,5	669.9	0,901	4,450	135,7	670,8	0,901
220	4,563	122,6	656,6	0,853	4,556	122,9	657,5	0,852
240	4,709	112.0	638,7	0,826	4,700	112,3	639,8	0,825
260	4,916	102.8	615,6	0,821	4.901	103,1	617,0	0,819
280	5.23	94,3	586,0	0,841	5,20	94,6	587,8	0,837
300	5,75	86,0	548,5	0.902	5,70	86,4	550,8	0,895
320	4,804	20,72	67,4	1.48	5,79	20,76	72,9	1,65
340	3,918	21,67	65,3	1,30	4,412	21,71	69,0	1.39
360	3,472	22,61	64,8	1,21	3,769	22.65	67,6	1,26
380	3,148	23,54	65,2	1.14	3,356	23,57	67,4	1,17
400	2,926	24,44	66,0	1,08	3,078	24.49	67,9	1,11
450	2,643	26,67	69,7	1,01	2,726	26,72	71,0	1,03
500	2,515	28,84	74,5	0,973	2,569	28,89	75.6	0,982
550	2,457	30,95	80,2	0,947	2,495	31.01	81,1	0,952
600	2,417	32,98	86,3	0.925	2,445	33.04	87,1	0,928

Продолжение прилож. 5

T	$p=1{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=318{,}04$° C				$p=1{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=324{,}64$° C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,148	998,9	603,5	6,87	4,154	998,6	604,0	6,85
40	4,152	654,1	635,6	4,27	4,150	654,2	636.1	4,27
60	4.161	469,2	659.6	2,96	4,159	469,4	660,1	2,96
80	4,173	357,8	675,5	2,21	4,171	358,0	676,0	2,21
100	4,192	285,2	684,9	1.75	4,189	285,4	685,5	1,74
120	4,218	235,0	689,4	1,44	4,216	235.3	690,0	1.44
140	4,255	199,0	690,0	1,23	4,252	199,2	690,7	1,23
160	4,303	172,2	687,2	1,08	4.300	172,5	687,9	1,08
180	4,365	151,9	681,1	0,973	4,361	152,1	681,9	0,973
200	4,445	136,0	671,6	0,900	4,440	136,2	672,5	0,899
220	4,549	123,2	658,4	0,851	4,542	123,5	659,4	0,850

T	$p=1{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=318{,}04°$ C				$p=1{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=324{,}64$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
240	4,689	112,6	641,0	0,824	4,680	112,8	642,1	0,822
260	4,886	103,3	618,4	0,817	4,872	103,6	619,7	0,815
280	5,18	94,9	589,5	0,834	5,16	95,3	591,2	0,831
300	5,66	86,8	553,0	0,888	5,62	87,2	555,2	0,881
320	7,38	20,85	80,8	1,90	6,51	78,7	511,3	1,00
340	5,06	21,70	73,5	1,50	5,94	21,87	79,4	1,64
360	4,132	22,70	70,8	1,32	4,578	22,78	74,6	1,40
380	3,594	23,63	69,9	1,22	3,869	23,70	72,7	1,26
400	3,246	24,54	69,9	1,14	3,435	24,61	72,2	1,17
450	2,815	26,78	72,4	1,04	2,909	26,84	73,9	1,06
500	2,625	28,95	76,7	0,990	2,683	29,02	77,9	0,999
550	2,534	31,07	82,1	0,958	2,575	31,14	83,1	0,963
600	2,474	33,10	88,0	0,932	2,504	33,17	89,0	0,935

Продолжение прилож. 5

T	$p=1{,}3\cdot10^7$ Па; $T_s=330{,}81°$ C				$p=1{,}4\cdot10^7$ Па; $T_s=336{,}63°$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,142	998,0	604,4	6,84	4,139	998,3	604,9	6,83
40	4,148	654,4	636,6	4,26	4,145	654,3	637,0	4,26
60	4,157	469,6	660,6	2,95	4,155	469,9	661,0	2,95
80	4,169	358,3	676,5	2,21	4,167	358,6	677,0	2,21
100	4,187	285,7	686,0	1,74	4,185	286,0	686,6	1,74
120	4,214	235,5	690,6	1,44	4,211	235,8	691,2	1,44
140	4,250	199,5	691,3	1,23	4,247	199,7	692,0	1,23
160	4,297	172,7	688,6	1,08	4,294	173,0	689,3	1,08
180	4,357	152,4	682,7	0,972	4,353	152,6	683,5	0,972
200	4,435	136,5	673,4	0,899	4,430	136,7	674,2	0,899
220	4,536	123,7	660,4	0,850	4,530	124,0	661,3	0,849
240	4,671	113,1	643,2	0,821	4,662	113,3	644,3	0,820
260	4,858	103,9	621,0	0,813	4,844	104,2	622,4	0,811
280	5,13	95,6	592,7	0,827	5,11	95,9	594,5	0,824
300	5,57	87,6	557,4	0,875	5,53	87,9	559,5	0,869
320	6,41	79,2	514,2	0,986	6,32	79,7	517,1	0,973
340	7,25	22,03	87,3	1,83	9,48	22,28	99,2	2,13
360	5,14	22,89	79,1	1,49	5,87	23,04	84,8	1,59
380	4,189	23,79	75,9	1,31	4,566	23,90	79,7	1,37
400	3,646	24,69	74,7	1,21	3,885	24,79	77,5	1,24
450	3,010	26,92	75,6	1,07	3,119	27,00	77,3	1,09
500	2,744	29,09	79,2	1,01	2,808	29,17	80,5	1,02
550	2,617	31,22	84,2	0,969	2,660	31,30	85,3	0,975
600	2,535	33,25	89,9	0,938	2,566	33,33	90,9	0,942

T	$p=1{,}5\cdot10^7$ Па; $T_s=342{,}12$ C				$p=1{,}6\cdot10^7$ Па; $T_s=347{,}32$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,137	977,7	605,4	6,82	4,134	997,4	605,8	6,81
40	4,143	654,5	637,5	4,25	4,141	654,6	637,9	4,25
60	4,152	470,1	661,5	2,95	4,150	470,3	662,0	2,95
80	4,165	358,9	677,5	2,21	4,163	359,1	678,1	2,21
100	4,183	286,2	687,5	1,74	4,181	286,5	687,7	1,74
120	4,209	236,1	691,8	1,44	4,207	236,3	692,4	1,44
140	4,244	200,0	692,6	1,23	4,242	200,3	693,3	1,23
160	4,291	173,3	690,0	1,08	4,288	173,6	690,8	1,08
180	4,350	152,9	684,2	0,972	4,346	153,1	685,0	0,972
200	4,425	137,0	675,1	0,898	4,420	137,2	675,9	0,897
220	4,523	124,2	662,3	0,848	4,516	124,4	663,2	0,847
240	4,653	113,6	645,4	0,819	4,664	113,9	646,5	0,818
260	4,831	104,5	623,7	0,809	4,818	104,7	625,0	0,808
280	5,09	96,2	596,1	0,821	5,07	96,5	597,7	0,819
300	5,50	88,3	561,6	0,864	5,46	88,7	563,7	0,859
320	6,23	80,2	519,8	0,960	6,15	80,6	522,5	0,949
340	8,14	70,6	470,1	1,22	7,82	71,4	474,0	1,18
360	6,86	23,24	92,1	1,73	8,31	23,52	102,0	1,92
380	5,02	24,05	84,1	1,44	5,57	24,23	89,4	1,51
400	4,155	24,91	80,7	1,28	4,465	25,05	84,3	1,33
450	3,235	27,10	79,2	1,11	3,360	27,20	81,2	1,13
500	2,875	29,26	81,9	1,03	2,945	29,36	83,3	1,04
550	2,704	31,38	86,4	0,980	2,780	31,47	87,6	0,987
600	2,598	33,41	91,9	0,945	2,631	33,49	93,0	0,949

Продолжение прилож. 5

T	$p=1{,}7\cdot10^7$ Па; $T_s=352{,}26°$ C				$p=1{,}8\cdot10^7$ Па; $T_s=356{,}96$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,131	997,1	606,3	6,79	4,128	996,8	606,7	6,78
40	4,139	654,7	638,4	4,24	4,139	654,8	638,8	4,24
60	4,148	470,5	662,5	2,95	4,146	470,7	662,7	2,94
80	4,161	359,4	678,6	2,20	4,159	359,6	679,1	2,20
100	4,179	286,8	688,2	1,74	4,177	287,0	688,8	1,74
120	4,205	236,6	693,0	1,44	4,202	236,9	693,6	1,44
140	4,239	200,5	693,9	1,23	4,237	200,8	694,6	1,22
160	4,284	173,8	691,5	1,08	4,281	174,0	292,2	1,08
180	4,342	153,4	685,8	0,971	4,338	153,6	686,5	0,971
200	4,415	137,5	676,8	0,897	4,411	137,7	677,6	0,896
220	4,510	124,7	664,2	0,847	4,504	124,9	665,1	0,846

20 Заказ № 3794

T	$p=1{,}7\cdot10^7$ Па; $T_s=352{,}26^\circ$ C				$p=1{,}8\cdot10^7$ Па; $T_s=356{,}96^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
240	4,635	114,1	647,6	0,817	4,627	114,4	648,6	0,816
260	4,807	105,0	626,2	0,806	4,794	105,3	627,5	0,804
280	5,05	96,8	599,3	0,816	5,03	97,1	600,8	0,813
300	5,43	89,0	565,7	0,854	5,39	89,4	567,7	0,849
320	6,08	81,1	525,2	0,938	6,01	81,6	527,8	0,929
340	7,57	72,1	477,7	1,14	7,35	72,8	481,3	1,11
360	10,66	23,94	116,6	2,19	15,63	24,63	141,6	2,72
380	6,26	24,46	95,9	1,60	7,17	24,75	103,9	1,71
400	4,822	25,22	88,4	1,38	5,24	25,42	93,2	1,43
450	3,493	27,32	83,4	1,15	3,637	27,46	85,7	1,17
500	3,018	29,46	84,8	1,05	3,094	29,57	86,4	1,06
550	2,798	31,56	88,8	0,992	2,846	31,66	90,1	0,998
600	2,665	33,58	94,1	0,952	2,699	33,68	95,2	0,955

Продолжение прилож. 5

T	$p=1{,}9\cdot10^7$ Па; $T_s=361{,}44^\circ$ C				$p=2\cdot10^7$ Па; $T_s=365{,}71^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,125	996,6	607,2	6,77	4,123	996,3	607,6	6,76
40	4,134	654,9	639,3	4,24	4,132	655,0	639,7	4,23
60	4,144	471,0	663,4	2,94	4,142	471,2	663,9	2,94
80	4,157	359,8	679,6	2,20	4,155	360,2	680,1	2,20
100	4,175	287,3	689,3	1,74	4,173	287,6	689,9	1,74
120	4,200	237,1	694,2	1,44	4,198	237,4	694,8	1,43
140	4,234	201,0	695,2	1,22	4,232	201,3	695,9	1,22
160	4,278	174,3	692,9	1,08	4,276	174,5	693,6	1,08
180	4,335	153,9	687,3	0,970	4,331	154,1	688,1	0,970
200	4,406	137,9	678,5	0,896	4,402	138,2	679,3	0,895
220	4,498	125,2	666,1	0,845	4,492	125,4	667,0	0,845
240	4,619	114,6	649,7	0,815	4,611	114,9	650,8	0,814
260	4,782	105,5	628,8	0,803	4,772	105,8	630,0	0,801
280	5,01	97,4	602,4	0,811	4,997	97,7	603,9	0,808
300	5,36	89,7	569,6	0,844	5,33	90,1	571,5	0,840
320	5,95	82,0	530,3	0,920	5,89	82,4	532,7	0,911
340	7,17	73,4	484,7	1,09	7,01	74,1	488,0	1,06
360	13,61	60,9	426,2	1,95	11,37	62,7	433,2	1,65
380	8,39	25,13	114,3	1,85	10,19	25,66	128,2	2,04
400	5,73	25,66	98,8	1,49	6,33	25,96	105,4	1,56
450	3,792	27,60	88,3	1,19	3,959	27,77	91,0	1,21
500	3,173	29,69	88,1	1,07	3,257	29,82	89,9	1,08
550	2,896	31,77	91,4	1,00	2,948	31,88	92,8	1,01
600	2,734	33,77	96,4	0,959	2,770	33,88	97,6	0,962

T	$p=2{,}1\cdot10^7$ Па; $T_s=369{,}79^\circ$ C				$p=2{,}2\cdot10^7$ Па; $T_s=373{,}68^\circ$ C			
	c_p	μ	λ	Pr	c_p	μ	λ	Pr
20	4,120	996,0	608,1	6,75	4,117	995,8	608,6	6,74
40	4,130	655,1	640,2	4,23	4,128	655,2	640,7	4,22
60	4,140	471,4	664,4	2,94	4,137	471,6	664,9	2,94
80	4,153	360,4	680,6	2,20	4,150	360,7	681,1	2,20
100	4,171	287,8	690,4	1,74	4,169	288,1	691,0	1,74
120	4,196	237,7	695,4	1,43	4,194	237,9	696,0	1,43
140	4,229	201,6	696,5	1,22	4,227	201,8	697,2	1,22
160	4,273	174,8	694,3	1,08	4,270	175,0	695,0	1,08
180	4,328	154,4	688,8	0,970	4,324	154,6	689,6	0,969
200	4,397	138,4	680,1	0,895	4,393	138,7	681,0	0,894
220	4,486	125,7	667,9	0,844	4,481	125,9	668,9	0,843
240	4,603	115,1	651,8	0,813	4,595	115,4	652,9	0,812
260	4,760	106,1	631,3	0,800	4,749	106,3	632,5	0,798
280	4,979	98,0	605,4	0,806	4,963	98,3	606,9	0,803
300	5,31	90,4	573,4	0,836	5,28	90,7	575,3	0,832
320	5,84	82,8	535,2	0,903	5,79	83,2	537,5	0,896
340	6,87	74,7	491,2	1,04	6,74	75,2	494,3	1,03
360	10,18	64,1	438,9	1,49	9,40	65,2	443,9	1,38
380	13,14	26,41	148,3	2,34	19,19	27,64	181,33	2,93
400	7,06	26,31	113,2	1,64	7,97	26,75	122,7	1,74
450	4,139	27,95	94,0	1,23	4,333	28,15	97,3	1,25
500	3,343	29,95	91,8	1,09	3,434	30,10	93,7	1,10
550	3,000	32,00	94,3	1,02	3,054	32,12	95,7	1,02
600	2,807	33,98	98,8	0,966	2,844	34,09	100,1	0,969

Приложение 6. **Поверхностное натяжение воды, изобарная теплоемкость, теплопроводность, динамическая вязкость, число Прандтля воды и водяного пара на линии насыщения [32]**

T_s	Вода					Пар			
	σ	c_p	λ	μ	Pr	c_p	λ	μ	Pr
20	72,74	4,182	598,5	1003	7,01	1,874	18,2	9,73	1,00
40	69,90	4,179	630,6	653,1	4,33	1,894	19,6	10,31	0,996
60	66,24	4,185	654,6	466,8	2,99	1,924	21,2	10,94	0,992
80	62,68	4,197	669,8	354,9	2,22	1,969	23,0	11,60	0,993
100	58,92	4,216	678,8	282,1	1,75	2,034	25,1	12,28	0,995
120	54,97	4,245	683,0	232,1	1,44	2,124	27,5	12,97	1,00
140	50,86	4,285	682,9	196,1	1,23	2,245	30,1	13,67	1,02
160	46,60	4,339	679,9	169,6	1,08	2,406	33,1	14,37	1,04
180	42,20	4,408	673,2	149,4	0,978	2,615	36,4	15,07	1,08
200	37,68	4,497	663,3	133,6	0,906	2,883	40,1	15,78	1,13
220	33,08	4,614	649,9	121,0	0,859	3,223	44,2	16,49	1,20
240	28,40	4,770	632,1	110,5	0,834	3,656	48,7	17,22	1,29

Продолжение приложения 6

T_s	Вода					Пар			
	σ	c_v	λ	μ	Pr	c_p	λ	μ	Pr
260	23,70	4,986	609,6	101,5	0,830	4,221	54,0	17,98	1,41
280	19,00	5,30	581,4	93,41	0,852	4,996	60,6	18,80	1,55
300	14,37	5.77	547,5	85,81	0,904	6.14	69.6	19,74	1,74
310	12,10	6,12	528.7	82,06	0.950	6.96	75,8	20,28	1,86
320	9,88	6,59	509,1	78,27	1,01	8,05	83,8	20,89	2,01
330	7,71	7,25	489,0	74,37	1,10	9.59	94,7	21,62	2,19
340	4,64	8,27	468,6	70,21	1,24	11,92	110,3	22,52	2,43
350	3,68	10,08	445.0	65,68	1,49	15,95	134,2	23,72	2,82
360	1,89	14,99	423,1	60,21	2,13	26,79	180,6	25,53	3,79
370	0,396	53,9	424	51,43	6,54	112,9	347	29,41	9,61
371	0,28	72,5	436	50,07	8,33	151,3	392	30,2	11,7
372	0,176	126,0	474	48,6	12,9	228.2	459	31.3	15,6
373	0,07	239,6	538	46,8	20,8	457,0	604	33,0	25,0
374	0,00	3087	1225	46,9	118	6198	1700	39,6	144

Приложение 7. Термодинамические свойства тяжелой воды в состоянии насыщения [40]

T_s	p_s	v'	v''	i'	i''	r
20	$2,01 \cdot 10^3$	0,0009047	60,45	67,83	2349	2281
50	$11,2 \cdot 10^3$	0,0009127	11,93	193,4	2398	2205
100	$96,5 \cdot 10^3$	0,0009403	1,582	402,4	2476	2074
150	$0,465 \cdot 10^6$	0,0009835	0,3616	612.9	2543	1931
200	$1,55 \cdot 10^6$	0,0010439	0,1153	827,3	2587	1760
250	$4,00 \cdot 10^6$	0,001133	0,04470	1056	2601	1545
300	$8,70 \cdot 10^6$	0,001276	0,01906	1308	2558	1250
350	$16,8 \cdot 10^6$	0,001596	0,007537	1608	2368	760

Параметры критического состояния

Температура, °С 371,5
Давление, Па .... $21,84 \cdot 10^6$
Объем, м³ 0.002955

Приложение 8. Термодинамические свойства тяжелой воды для однофазной области [40]

T	$p=0,0981 \cdot 10^6$ Па		$p=0,196 \cdot 10^6$ Па		$p=0,490 \cdot 10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009050	67,83	0,0009049	67,83	0,0009048	68,24
50	0,0009127	193,4	0,0009126	193,8	0,0009125	193,8
100	0,0009403	402,4	0,0009402	402,8	0,0009401	403.2
150	1,777	2570	0,8811	2653	0.0009835	612,9
200	1,993	2664	0,9909	2659	0,3899	2644
250	2,208	2758	1,100	2755	0,4352	2745

Продолжение приложения 8

T	$p=0,0981 \cdot 10^6$ Па		$p=0,196 \cdot 10^6$ Па		$p=0,490 \cdot 10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
300	2,421	2853	1,208	2851	0.4794	2844
350	2.634	2951	1,314	2950	0,5229	2945
400	2,846	3050	1,421	3049	0,5662	3045
450	3.058	3151	1,528	3151	0,6091	3147
500	3,270	3255	1,634	3254	0,6520	3252

Продолжение приложения 8

T	$p=0,981 \cdot 10^6$ Па		$p=1,96 \cdot 10^6$ Па		$p=2,94 \cdot 10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
20	0.0009045	68,66	0,0009042	69,50	0,0009038	70.34
50	0,0009123	194,3	0,0009119	195,1	0,0009116	195,9
100	0,0009399	403,6	0,0009394	404,4	0,0009390	405,3
150	0,0009832	613,8	0,0009826	613,8	0,0009821	614,6
200	0,1892	2619	0,0010435	827,7	0,0010426	828,1
250	0,2136	2729	0,1025	2692	0,06497	2652
300	0,2367	2833	0,1152	2808	0.07457	2781
350	0,2592	2935	0,1272	2917	0,08315	2900
400	0,2812	3038	0,1387	3024	0,09120	3009
450	0.3030	3142	0,1500	3130	0,09898	3119
500	0,3247	3247	0.1611	3237	0,1065	3228

Продолжение приложения 8

T	$p=3,92 \cdot 10^6$ Па		$p=4,90 \cdot 10^6$ Па		$p=5.88 \cdot 10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009034	71,18	0,0009030	72,01	0,0009025	72,85
50	0,0009112	196,8	0,0009108	197,6	0,0009104	198,5
100	0,0009386	405,7	0.0009381	406,5	0,0009377	407,0
150	0,0009815	615,0	0,0009809	615,5	0,0009803	616,3
200	0.0010417	828,1	0,0010409	829,0	0,0010400	829,0
250	0,04584	2605	0,001130	1056	0,001128	1056
300	0,05413	2752	0,04175	2721	0,03335	2686
350	0,06106	2878	0,04775	2856	0,03835	2834
400	0,06742	2994	0,05311	2979	0,04358	2963
450	0,07347	3107	0,05817	3095	0,04794	3082
500	0,07926	3216	0,06290	3208	0,05199	3199

T	$p=6{,}86\cdot10^6$ Па		$p=7{,}85\cdot10^6$ Па		$p=8{,}83\cdot10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009023	73,69	0,0009019	74,53	0,0009015	75,36
50	0,0009101	199,3	0,0009097	200,1	0,0009093	201,0
100	0,0009372	407,8	0,0009368	408,2	0,0009363	408,6
150	0,0009797	616,7	0,0009792	617,1	0,0009786	617,6
200	0,0010392	829,4	0,0010383	829,4	0,0010375	829,8
250	0,001125	1055	0,001124	1055	0,001122	1055
300	0,02722	2647	0,02250	2603	0,001272	1307
350	0,03247	2811	0,02763	2785	0,02382	2758
400	0,03674	2946	0,03159	2930	0,02759	2911
450	0,04061	3070	0,03511	3057	0,03082	3044
500	0,04420	3189	0,03835	3178	0,03378	3168

Продолжение прилож. 8

T	$p=9{,}81\cdot10^6$ Па		$p=10{,}8\cdot10^6$ Па		$p=11{,}8\cdot10^6$ Па	
	v	i	v	i	v	i
20	0,0009011	76,20	0,0009008	77,04	0,0009004	77,87
50	0,0009089	201,4	0,0009086	202,2	0,0009082	203,1
100	0,0009359	409,5	0,0009354	410,3	0,0009350	410,7
150	0,0009780	618,0	0,0009774	618,4	0,0009768	618,8
200	0,0010366	830,2	0,0010358	830,7	0,0010350	831,1
250	0,001120	1055	0,001118	1055	0,001117	1055
300	0,001267	1305	0,001262	1305	0,001258	1303
350	0,02073	2729	0,01817	2698	0,01599	2664
400	0,02435	2892	0,02170	2873	0,01950	2852
450	0,02740	3030	0,02458	3016	0,02224	3002
500	0,03014	3158	0,02714	3147	0,02465	3136

Приложение 9. **Истинная изобарная теплоемкость тяжелой воды [40]**

T	c_p при p, равном							
	$1{,}96\cdot10^6$	$3{,}92\cdot10^6$	$5{,}88\cdot10^6$	$7{,}85\cdot10^6$	$9{,}87\cdot10^6$	$12{,}1\cdot10^6$	$13{,}7\cdot10^6$	$15{,}7\cdot10^6$
20	4,204	4,187	4,178	4,174	4,174	4,178	4,191	4,216
50	4,197	4,181	4,172	4,168	4,166	4,170	4,178	4,204
100	4,187	4,170	4,162	4,157	4,153	4,153	4,166	4,183
150	4,178	4,162	4,149	4,145	4,141	4,141	4,153	4,170
200	4,166	4,149	4,136	4,132	4,128	4,128	4,141	4,157
250	4,157	4,141	4,128	4,120	4,116	4,116	4,128	4,141

T	c_p при p, равном							
	$1{,}96\cdot10^6$	$3{,}92\cdot10^6$	$5{,}88\cdot10^6$	$7{,}85\cdot10^6$	$9{,}87\cdot10^6$	$12{,}1\cdot10^6$	$13{,}7\cdot10^6$	$15{,}7\cdot10^6$
300	4,145	4,128	4,116	4,107	4,103	4,099	4,111	4,124
350	4,132	4,116	4,099	4,095	4,091	4,086	4,095	4,107
400	4,120	4,103	4,086	4,082	4,080	4,074	4,078	4,086
450	4,111	4,091	4,074	4,070	4,065	4,061	4,061	4,070
500	4,103	4,078	4,061	4,057	4,053	4,049	4,049	4,053

Приложение 10. **Теплопроводность тяжелой воды [40]**

T	λ_s	λ при p, равном		
		$9{,}81\cdot10^6$	$19{,}6\cdot10^6$	$29{,}4\cdot10^6$
20	579,2	583,8	589,6	595,5
40	602,4	607,7	611,7	617,6
60	622,2	626,9	631,5	637,3
80	637,3	642,0	647,8	652,4
100	644,3	649,0	654,8	660,6
120	642,0	647,8	653,6	659,4
140	636,2	642,0	649,0	654,8
160	626,9	633,8	640,8	647,8
180	614,1	621,0	628,0	636,2
200	597,8	604,8	612,9	621,0
220	578,0	585,0	593,1	602,4
240	554,8	560,6	570,0	579,2
260	529,2	533,8	543,1	553,6

Приложение 11. **Динамическая вязкость тяжелой воды [в интервале давлений от 4,41 · 10⁶ до 32,0 · 10⁶ Па, в котором она остается практически постоянной и зависит от температуры] [40]**

T	μ	T	μ	T	μ	T	μ
20	1252	100	327,5	180	172,6	250	122,6
40	719,4	120	272,6	200	153,0	260	117,7
60	558,0	140	229,5	220	139,3	270	112,8
80	415,8	160	196,1	240	128,5	280	108,9

Приложение 12. **Теплофизические свойства диоксида углерода [10]**

T	$p=5\cdot10^5$ Па					$p=1\cdot10^6$ Па				
	ρ	c_p	λ	μ	Pr	ρ	c_p	λ	μ	Pr
100	7,18	0,932	22,9	18,3	0,74	14,53	0,948	23,3	18,4	0,75
150	6,30	0,969	26,8	20,4	—	12,70	0,980	27,1	20,5	—
200	5,62	1,003	30,6	22,5	0,72	11,29	1,012	30,9	22,6	0,72
250	5,07	1,035	34,4	24,5	—	10,18	1,042	34,7	24,5	—
300	4,63	1,065	38,1	26,3	0,715	9,27	1,070	38,4	26,4	0,72
350	4,25	1,092	41,7	28,1	—	8,51	1,096	42,0	28,2	—

Продолжение прилож. 12

T	$p=5\cdot10^5$ Па					$p=1\cdot10^6$ Па				
	ρ	c_p	λ	μ	Pr	ρ	c_p	λ	μ	Pr
400	3,93	1,116	45,2	29,8	0,71	7,87	1,120	45,4	29,9	0,71
450	3,66	1,139	48,7	31,5	—	7,32	1,142	48,9	31,5	—
500	3,42	1,160	52,1	33,1	0,71	6,84	1,162	52,3	33,1	0,71
550	3,21	1,179	55,4	34,6	—	6,42	1,181	55,6	34,6	—
600	3.03	1,197	58,7	36.1	0,72	6,05	1,198	58.8	36,1	0,72
650	2,86	1,213	61,9	37,5	—	5,72	1,214	62,0	37,5	—
700	2,72	1,228	65,0	38,9	0,73	5,43	1,229	65,1	38,9	0,73
800	2,46	1,253	71,1	41,5	0,74	4,92	1,254	71,3	41,6	0,74
900	2,25	1,275	77,1	44,0	0,76	4,50	1,276	77,2	44,1	0,76
1000	2,08	1,294	82.8	46.4	0,78	4.15	1,295	83,0	46.5	0.78

Продолжение прилож. 12

T	$p=2\cdot10^6$ Па					$p=4\cdot10^6$ Па				
	ρ	c_p	λ	μ	Pr	ρ	c_p	λ	μ	Pr
100	29,79	0,984	24,0	18,6	0,76	62,81	1.071	25,8	19,1	0,79
150	25,78	1,004	27,7	20.7	—	53,14	1,056	29,1	21,0	—
200	22,79	1,029	31,5	22,8	0,73	46,42	1,064	32,6	23,0	0,73
250	20,47	1.055	35,2	24,6	—	41,31	1,081	36,2	24,9	—
300	18,59	1,080	38,8	26,5	0,72	37,41	1.100	39,7	26,7	0,72
350	17,05	1,104	42,3	28,3	—	34,19	1,119	43,2	28,5	—
400	15,74	1.126	45,8	30,0	0,71	31,51	1,139	46,6	30,2	0,71
450	14,63	1,147	49,2	31,6	—	29,24	1,157	49,9	31.8	—
500	13,67	1,167	52,6	33,2	0,71	27,29	1,175	53.2	33,4	0,71
550	12.87	1.185	55,9	34,7	—	25,60	1,192	56,5	34,9	—
600	12,09	1,201	59,1	36,2	0,72	24,10	1,207	59,7	36,3	0,72
650	11,43	1,217	62,3	37,6	—	22,78	1,222	62,8	37,7	—
700	10,84	1,231	65,4	39,0	0,73	21.60	1,235	65,9	39,1	0,73
800	9,83	1,256	71,5	41,6	0,74	19,57	1,259	71,9	41,7	0,74
900	8.99	1,277	77,4	44,1	0,76	17.90	1,280	77,8	44,2	0,76
1000	8,28	1,296	83.1	46,5	0.78	16,49	1,298	83,5	46,6	0,78

Продолжение прилож. 12

T	$p=6\cdot10^6$ Па					$p=8\cdot10^6$ Па				
	ρ	c_p	λ	μ	Pr	ρ	c_p	λ	μ	Pr
100	99,75	1,181	27,9	20,4	0,84	141,5	1,323	30,6	21,0	0,90
150	82,20	1,114	30,8	21,6	—	113,0	1.180	32,6	22,3	—
200	70,86	1,102	34,0	23,6	0,74	96,10	1,142	35,4	24,1	0,75
250	62,69	1,108	37,3	25,3	—	84,38	1,135	38,5	25,8	—
300	56,42	1.120	40,7	27,1	0,72	75,59	1,140	41,8	27.4	0,72
350	51,41	1,135	44,0	28,8	—	68,67	1,151	45,0	29,1	—
400	47,28	1,151	47,4	30,4	0,71	63,04	1,164	48,2	30,7	0,71
450	43,82	1,168	50,7	32,0	—	58,34	1,178	51,4	32,3	—
500	40,85	1,183	53,9	33,6	0.71	54,34	1,192	54,6	33,8	0,71
550	38,29	1.199	57,1	35,0	—	50,89	1,206	57,7	35,2	—
600	36,04	1,213	60,2	36,5	0,72	47,88	1,291	60,8	36,7	0,72
650	34,04	1,227	63,3	37,9	—	45,22	1,231	63,9	38,0	—
700	32,27	1,239	66,4	39,2	0,73	42,85	1,244	66,9	39,4	0,73
800	29,24	1,262	72,4	41,9	0,74	38,83	1,265	72.8	42,0	0,74
900	26,73	1.282	78,2	44,3	0,76	35,49	1,285	78,7	44,5	0,76
1000	24,63	1,300	83,9	46,7	0,78	32,70	1,301	84,3	46,8	0,77

Приложение 13. Термодинамические и теплофизические свойства гелия [изобарная теплоемкость гелия в рассматриваемом интервале температур и давлений может быть принята постоянной и равной c_p=5,193 кДж/(кг·К)] [44]

T	$p=1\cdot10^5$ Па					$p=5\cdot10^5$ Па				
	ρ	i	λ	μ	Pr	ρ	i	λ	μ	Pr
100	0,1290	519.6	179,0	22.92	0,665	0,6439	520,9	179,1	22,92	0,665
150	0,1137	779,3	196,1	24,93	0.660	0,5679	780.6	196,2	24,93	0,660
200	0,1017	1039	212,6	26,87	0,656	0,5080	1040	212,7	26,87	0,656
250	0,09200	1299	228,6	28,75	0.653	0,4595	1300	228,7	28,75	0.653
300	0.08398	1558	244,1	30,57	0,650	0,4195	1560	244,2	30,57	0,650
350	0,07724	1818	259,3	32.35	0,648	0.3859	1819	259,3	32.35	0,648
400	0,07150	2078	274,0	34,09	0.646	0,3573	2079	274,1	34,09	0,646
450	0.06656	2337	288,3	35,79	0,645	0,3326	2338	288,4	35.79	0,644
500	0,06226	2597	302,3	37,45	0,643	0,3111	2598	302.3	37,45	0,643
550	0.05848	2856	315,7	39,08	0,643	0.2922	2858	315,8	39.08	0,643
600	0,05513	3116	328,8	40,68	0,642	0,2775	3117	328,8	40.68	0,642
650	0,05214	3376	341.3	42,26	0,643	0,2606	3377	341,3	42.26	0,643
700	0,04946	3635	353,3	43,80	0,644	0,2472	3637	353.4	43.80	0,644
750	0.04705	3895	365,0	45,33	0,645	0.2351	3896	365,0	45,33	0.645
800	0,04486	4155	376,2	46,83	0,646	0,2242	4156	376,2	46,83	0,646
850	0,04286	4414	387,1	48.31	0,648	0,2142	4416	387,2	48,31	0.648
900	0,04103	4674	397,8	49,77	0.650	0,2051	4675	397,9	49,77	0,650
1000	0,03781	5193	418,8	52.64	0,653	0,1890	5194	418,8	52,64	0.653
1100	0,03506	5713	439,4	55.44	0,655	0,1722	5714	439.4	55,44	0,655

Продолжение прилож. 13

T	$p=1\cdot10^6$ Па					$p=2\cdot10^6$ Па				
	ρ	i	λ	μ	Pr	ρ	i	λ	μ	Pr
100	1,285	522,5	179,2	22,92	0,664	2,562	525,8	179,5	22,92	0,663
150	1,134	782.2	169,3	24,93	0,660	2,261	785.4	196,6	24,93	0.659
200	1,015	1042	212.8	26,87	0.656	2,024	1045	213,0	26,87	0.655
250	0,9179	1301	228,8	28,75	0,653	1,831	1305	229,0	28,75	0,652
300	0.8381	1561	244,3	30,57	0,650	1.672	1564	244,5	30,57	0.649
350	0.7710	1821	259,4	32,35	0,648	1,539	1824	259,6	32,35	0,647
400	0,7139	2080	274,2	34,09	0.646	1,425	2083	274.3	34,09	0,645
450	0,6646	2340	288,5	35,79	0,644	1,327	2343	288.6	35,79	0,644
500	0,6217	2600	302,4	37,45	0,643	1,242	2603	302.5	37,45	0.643
550	0,5840	2859	315,9	39,08	0,642	1.166	2862	316.0	39,08	0,642
600	0.5506	3119	328,9	40.68	0,642	1.100	3122	329.0	40.68	0,642
650	0,5208	3379	341,1	42,26	0.643	1,040	3382	341.5	42,26	0,643
700	0,4941	3638	353,4	43,80	0.644	0,9871	3641	353,6	43,80	0,643
750	0,4700	3898	365.1	45,33	0,645	0.9390	3901	365,2	45,33	0,645
800	0,4481	4157	376,3	46,83	0,646	0,8954	4160	376,4	46,83	0,646
850	0,4282	4417	387,2	48,31	0,648	0,8556	4420	387,3	48.31	0,648
900	0,4100	4677	397,9	49,77	0,650	0,8192	4680	398,0	49,77	0,649
1000	0,3778	5196	418,8	52,64	0,653	0,7550	5189	418.9	52,64	0,653
1100	0,3503	5715	439,4	55,44	0,655	0,7001	5718	439,5	55,44	0.655

Продолжение прилож. 13

T	$p=4\cdot10^6$ Па					$p=6\cdot10^6$ Па				
	ρ	i	λ	μ	Pr	ρ	i	λ	μ	Pr
100	5,086	532,3	180,2	22,93	0,661	7,575	538,7	180,8	22,93	0,659
150	4,494	791.8	197,1	24,93	0.656	6,699	798,3	197,7	24,94	0,655
200	4.025	1051	213.5	26,87	0,653	6,005	1058	214,0	26,88	0,652
250	3.645	1311	229,4	28,75	0,649	5.441	1317	229.9	28.75	0.649
300	3,330	1571	244,9	30,57	0,649	4,973	1577	245,3	30,58	0,647

T	$p=4\cdot10^6$ Па					$p=6\cdot10^6$ Па				
	ρ	i	λ	μ	Pr	ρ	i	λ	μ	Pr
350	3,066	1830	260,0	32,35	0,647	4,580	1836	260,4	32,36	0,645
400	2,840	2090	274,7	34,09	0,644	4.244	2096	275.0	34,09	0.644
450	2,645	2349	289,0	35,79	0.643	3,955	2355	289.3	35,79	0,642
500	2,475	2609	302,8	37.45	0.641	3.702	2615	303,1	37,45	0,642
550	2,326	2868	316,3	39,08	0.642	3,479	2875	316,6	39,08	0,641
600	2,194	3128	329,3	40,68	0,642	3.282	3134	329,5	40,68	0,641
650	2,076	3388	341,8	42.26	0.642	3,106	3394	342,0	42,26	0,642
700	1,970	3647	353,8	43,80	0.642	2,948	3653	354.0	43,81	0,643
750	1.874	3907	365,4	45,33	0,644	2.805	3913	365,6	45,33	0,644
800	1,787	4166	376,6	46,83	0.645	2.675	4172	376.8	46,83	0,645
850	1,708	4426	387,5	48.31	0.646	2,557	4432	387,7	48,31	0,648
900	1,636	4685	398,2	49,77	0.650	2.449	4691	398,4	49,77	0,649
1000	1,508	5204	419,1	52,64	0,652	2,258	5210	419,3	52,64	0,652
1100	1,398	5724	439,7	55,44	0.655	2,094	5729	439,8	55,44	0.655

Продолжение прилож. 13

T	$p=8\cdot10^6$ Па					$p=1\cdot10^7$ Па				
	ρ	i	λ	μ	Pr	ρ	i	λ	μ	Pr
100	10,03	545,2	181,5	22,94	0,656	12.45	551,7	182,2	22,96	0,654
150	8.877	804,7	198,3	24,95	0,653	11.03	811,2	198,9	24,96	0,652
200	7,963	1064	214,5	26,88	0,651	9,900	1071	215,1	26,89	0,649
250	7,219	1324	230,4	28,76	0,648	8.980	1330	230,8	28,77	0,647
300	6.602	1503	245,8	30,58	0,646	8,217	1590	246,2	30,59	0,645
350	6,083	1843	260.8	32,36	0,644	7,573	1849	261.2	32,37	0,644
400	5,639	2102	275.4	34.10	0,643	7,023	2108	275,8	34,10	0,642
450	5,255	2362	289.6	35,79	0.642	6.557	2368	290.0	35,80	0,641
500	4,921	2621	303,5	37,46	0,641	6,132	2627	303,8	37,46	0,640
550	4,626	2881	316,9	39,09	0,641	5,766	2887	317,2	39,09	0,640
600	4,364	3140	329,8	40,69	0,641	5,441	3146	330,1	40,69	0,640
650	4.131	3400	342,3	42,25	0,641	5.151	3406	342,5	42,26	0,641
700	3,921	3659	354.3	43,81	0,642	4,890	3665	354,5	43.81	0,642
750	3,732	3919	365,8	45,33	0,644	4.655	3924	366,1	45,33	0,643
800	3,560	4178	377,0	46,83	0,645	4.441	4184	377,3	46,84	0,645
850	3,403	4437	387,9	48,31	0,647	4.245	4443	388,1	48,32	0,646
900	3,259	4697	398,6	49,77	0,648	4,067	4703	398,7	49,77	0.648
1000	3,005	5216	419,5	52,64	0,652	3,751	5222	419,7	52,64	0,651
1100	2,788	5732	440,0	55,44	0,654	3,480	5740	440,2	55,44	0,654

Приложение 14. **Теплофизические свойства натрия [31] (температура плавления $T_{пл}=97{,}3°$ C; температура кипения $T_s=878°$ C)**

T	ρ	c_p	λ	μ	ν, 10^{-8}	a, 10^{-6}	Pr, 10^{-2}
100	928	1,386	86 100	714	77,0	66,9	1,15
150	916	1.357	84 100	544	59,4	67,7	0,88
200	903	1,327	81 600	457	50,6	68,1	0.74
250	891	1.302	78 700	393	44,2	67,9	0,65
300	878	1.281	75 500	346	39,4	67,1	0,59
350	866	1,273	71 900	306	35,4	65,2	0.54
400	854	1,273	68 700	282	33,0	63,2	0,52
450	842	1,273	66 100	259	30,8	61,6	0,50

T	ρ	c_p	λ	μ	ν, 10^{-8}	a, 10^{-6}	Pr, 10^{-2}
500	829	1,273	63 800	239	28,9	60,5	0.48
550	817	1,273	62 000	223	27,2	59,6	0,46
600	805	1,277	60 600	207	25,7	58,9	0,44
650	792	1,277	59 700	193	24,4	58.9	0.41
700	780	1,277	59 100	181	23,2	58,9	0.39

Приложение 15. **Теплофизические свойства урана [45] (температура плавления металлического урана $\Theta_{пл}=1406$ К)**

Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha\cdot10^6$
250	18 700	0,132	20 000	13,0
300	18 680	0,134	22 500	15,0
350	18 650	0,137	25 000	15,2
400	18 620	0,140	26 500	15,3
450	18 610	0,142	28 800	15,6
500	18 600	0,145	30 000	15,8
600	18 550	0,153	31 800	16.4
700	18 500	0.162	32 800	16,9
800	18 440	0,173	32 900	17,5
900	18 400	0,185	32 400	18,0
1100	17 910	0,213	25 700	22,5

Приложение 16. **Теплофизические свойства плутония [45] (температура плавления плутония $\Theta_{пл}=912{,}5$ К)**

Θ	ρ	c_p	λ
250	20 300	—	4950
300	19 800	0,134	5230
350	19 300	0,350	5500
400	18 800	0,586	5800
450	18 400	0,815	6100
500	17 900	1,050	6400
600	16 900	1,500	6980
700	16 000	1,970	7600
800	15 100	2,430	8200
900	14 000	2,900	8750
1000	13 200	3,340	9300

Приложение 17. **Теплофизические свойства тория [45] (температура плавления тория $\Theta_{пл}=2000$ К)**

Θ	ρ	c_p	λ	Θ	ρ	c_p	λ
250	11 604	0,099	36 800	700	11 568	0,238	26 200
300	11 600	0.115	35 600	900	11 552	0.300	21 700
350	11 596	0,130	34 400	1100	11 536	0,361	16 800
400	11 592	0,150	33 300	1300	11 520	0,424	12 000
450	11 588	0.162	32 100	1500	11 504	0.484	7500
500	11 584	0,176	31 000	1700	11 488	0.545	2800
600	11 576	0,207	28 600				

Приложение 18. **Теплоемкость диоксида урана в зависимости от температуры [45] (температура плавления $\Theta_{пл}=2920\pm100$ К)**

Θ	c_p	Θ	c_p
300	0,245	1000	0,326
400	0,264	1200	0,335
500	0,281	1400	0,338
600	0,292	1600	0,343
800	0,318	1800	0,349

Приложение 19. **Теплопроводность диоксида урана в зависимости от температуры и плотности [45]**

Θ	λ при ρ, равной		
	10 970 кг/м^3	10 450—10 460 кг/м^3	8200—8300 кг/м^3
273	11 600	8800	8500
373	10 300	7400	7200
473	9500	6500	6400
573	8400	5300	5200
673	7400	4800	4600
773	6400	4200	4000
873	5400	3900	3600
973	4500	3500	3100
1173	3500	3000	2600
1373	2900	2700	2500
1573	2600	2600	2400
1773	2500	2500	2300

Приложение 20. **Температурный коэффициент линейного расширения диоксида урана [45]**

Θ	$\alpha\cdot10^6$	Θ	$\alpha\cdot10^6$
300—673	9,0	673—1073	11,0
293—993	11,5	1073—1533	12,9
300—1173	9,2		

Приложение 21. **Теплопроводность диоксида плутония в зависимости от температуры и плотности [45]**

Θ	λ при ρ, равной		Θ	λ при ρ, равной	
	11 460 кг/м^3	10 000 кг/м^3		11 460 кг/м^3	10 000 кг/м^3
200	7200	5100	900	3600	2400
300	6300	4300	1100	3100	2000
500	5200	3500	1300	2600	1700
700	4200	2900	1500	2200	1400

Приложение 22. **Теплофизические свойства диоксида плутония при 300 К [45] (температура плавления диоксида плутония $\Theta_{пл}=2440\div2630$ К)**

ρ	c_p	λ	$\alpha\cdot10^6$
$11{,}46\cdot10^3$	0,251	6,3	9,7

Приложение 23. **Теплофизические свойства диоксида тория, спеченного до плотности 9960 кг/м^3 [45] (температура плавления диоксида тория $\Theta_{пл}=3500\pm150$ К)**

Θ	c_p	λ	$\alpha\cdot10^6$
200	0,2325	11 500	8,8
300	0,2351	9700	8,9
400	0,2380	8200	9,0
500	0,2400	6900	9,1
600	0,2441	5700	9,2
700	0,2452	4700	9,4
800	0,2495	3900	9,6
900	0,2522	3300	9,8
1000	0,2550	3100	10,0
1200	0,2605	2800	10,2
1400	0,2663	2500	10,4
1600	—	2300	10,6

Приложение 24. **Плотность и температура плавления монокарбида (UC) и дикарбида (UC_2) урана [45]**

ρ (при 300 К)		$\Theta_{пл}$	
UC	UC_2	UC	UC_2
13 600	11 700	2700—2740	2770—2830

Приложение 25. **Теплоемкость монокарбида и дикарбида урана в зависимости от температуры [45]**

Θ	c_p		Θ	c_p	
	UC	UC_2		UC	UC_2
100	0,1320	0,1489	900	0,1692	0,1994
300	0,1415	0,1615	1200	0,1845	0,2183
500	0,1510	0,1741	1500	0,1980	0,2372
700	0,1607	0,1867			

Приложение 26. Теплопроводность монокарбида урана в зависимости от температуры [45]

Θ	λ	Θ	λ	Θ	λ
373	25 100	623	22 200	873	23 700
423	24 300	673	22 200	923	24 300
473	23 500	723	22 200	973	25 100
523	23 000	773	22 600	1100	26 500
573	22 600	823	23 000		

Приложение 27. Теплопроводность дикарбида урана в зависимости от температуры [45]

Θ	λ	Θ	λ
473	12 800	1273	15 700
673	13 000	1473	16 900
873	13 700	1673	18 600
1073	14 500	1873	20 100

Приложение 28. Теплофизические свойства сталей перлитного класса [45]

Марка сталей	Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha \cdot 10^6$	Примечание (изготавливаемые детали)
Ст. 20	300	7845	0,461	58 000	10,5	Трубопроводы, поковки, крепежные детали и др.
	400	—	0,504	53 000	11,4	
	600	—	0,586	48 000	12,9	
	800	—	0,691	42 000	14,1	
	1000	—	0,512	34 000	15,0	
	1200	7814	0,673	27 000	15,6	
15ХМ (15ХМА)	300	7820	0,460	41 800	11,3	Трубопроводы при температуре до 800 К
	400	—	—	41 400	11,9	
	600	—	—	39 400	13,2	
	800	—	—	37 000	14,0	
	1000	—	—	34 400	14,5	
	1200	7866	—	31 400	14,7	
30ХМ (30ХМА)	300	7820	0,461	38 600	11,7	Крепежные детали реакторов и другой аппаратуры при температуре до 733 К
	400	—	—	38 100	12,3	
	600	—	—	37 800	12,8	
	800	—	0,496	37 000	14,4	
	1000	—	—	36 200	14,7	
	1200	7888	—	35 000	15,0	
1Х11МФ (1Х12ВИМФ)	300	7800	0,483	41 800	10,1	Трубопроводы, поковки при температуре до 823 К
	400	—	—	41 300	10,9	
	600	—	—	39 200	12,2	
	800	—	0,555	36 700	13,2	
	1000	—	—	34 000	14,1	
	1200	7770	—	30 900	14,6	
12Х1МФ	300	7800	0,475	41 800	10,6	Трубы, поковки, фланцы, диафрагмы при температуре до 858 К
	400	—	—	41 200	11,2	
	600	—	—	40 000	12,6	

Продолжение прилож. 28

Марка сталей	Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha \cdot 10^6$	Примечание (изготавливаемые детали)
	800	—	—	38 800	13,5	
	1000	—	—	37 200	14,0	
	1200	7768	—	36 000	14,7	
25Х2МФА	300	7800	0,481	42 000	11,7	Болты, шпильки, корпуса, крышки и другие детали при температуре до 823 К
	400	—	—	40 000	12,4	
	600	—	—	37 000	13,6	
	800	—	0,506	35 000	14,2	
	1000	—	—	33 000	14,7	
	1200	7769	—	30 000	15,0	

Приложение 29. Теплофизические свойства нержавеющих сталей мартенситно-ферритного класса [45]

Марка стали	Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha \cdot 10^6$	Примечание (изготавливаемые детали)
2Х1213МБФР (ЭИ933)	200	—	0,480	33 000	10,6	Корпуса реакторов, оболочки твэлов, крепежные детали и т. д. при температуре до 873 К
	300	7840	—	33 200	11,0	
	400	—	—	33 300	11,3	
	500	—	—	33 400	11,5	
	600	—	—	33 500	11,7	
	700	—	—	33 600	11,9	
	800	—	—	33 200	12,1	
	900	—	—	32 100	12,0	
	1000	—	—	31 600	12,0	
	1200	—	0,620	30 800	11,9	
	1400	7815	0,645	30 000	11,7	
4Х13 (ЭЖ4, Ж4)	200	—	0,480	32 600	9,2	Детали реакторов и органов управления при температуре до 575 К
	300	7680	0,485	33 000	9,6	
	400	—	0,490	33 100	10,3	
	500	—	0,495	33 300	10,8	
	600	—	0,505	33 600	11,2	
	700	—	0,520	33 600	11,6	
	800	—	0,546	33 500	11,8	
	900	—	0,583	33 200	12,2	
	1000	—	0,598	33 000	12,6	
	1200	—	0,620	32 000	13,2	
	1400	7655	0,645	31 500	13,6	
1Х12В2МФ (ЭИ756)	200	—	0,480	30 400	8,6	Корпуса реакторов, оболочки твэлов, крепежные детали и т. д. при температуре до 823 К
	300	7850	0,485	31 200	9,2	
	400	—	—	31 500	9,8	
	500	—	0,495	32 100	10,3	
	600	—	—	32 500	10,7	
	700	—	0,520	32 800	11,0	
	800	7838	—	33 000	11,3	
	900	—	0,583	33 100	11,5	
	1000	7833	—	33 400	11,8	
	1200	7825	0,620	33 000	12,0	
	1400	7823	0,645	32 100	12,2	

Приложение 30. Теплофизические свойства нержавеющих сталей аустенитного класса [45]

Марка стали	Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha \cdot 10^6$	Примечание (изготавливаемые детали)
Х18Н9Т (1Х18Н9Т, ЭЯ1Т)	200	7906	0,500	13 500	15,9	Оболочки твэлов, сильфоны, конструкционные детали активной зоны реакторов при температуре до 773 К
	300	7900	0.505	14 500	16,2	
	400	7895	0,520	16 500	16,6	
	500	—	0,535	17 500	17,0	
	600	—	0.550	18 500	17,3	
	700	—	0.575	20 000	17,6	
	800	—	0,600	21 500	17,9	
	900	—	0,615	23 000	18.2	
	1000	7860	0,630	25 000	18,5	
	1200	—	0.660	25 800	18,8	
	1400	7836	0.690	28 000	18,6	
ОХ18Н12Б (Х18Н11Б, ЭИ402)	200	—	0,500	13 600	15,8	Трубопроводы, листовые детали реакторов, детали теплообменников для работы при температуре до 825 К
	300	7900	0.505	14 600	16,1	
	400	—	—	16 600	16,5	
	500	—	0,535	17 600	17,1	
	600	—	—	18 600	17,4	
	700	—	0,575	20 200	17.8	
	800	—	—	21 700	18,1	
	900	—	0,610	23 300	18,3	
	1000	7810	—	23 300	18,6	
	1200	—	0,660	26 000	18,9	
	1400	—	0,700	—	19,1	
ХН35ВТ (ЭИ612, ЭИ612К), ХН35ВТР (ЭИ725, ЭИ725А), ХН35ВМТ (ЭИ692)	200	—	0,490	13 200	15.3	Листы и трубы для высокотемпературных деталей реактора и органов управления при температурах до 923 К
	300	8200	0,495	13 600	16.3	
	400	—	0,505	14 000	15.4	
	500	—	—	14 400	15,4	
	600	—	0,530	14 800	15,5	
	700	—	—	15 200	15,6	
	800	—	0,555	16 600	15,9	
	900	—	—	17 000	16,4	
	1000	8180	0,570	17 400	17,2	
	1200	—	0,580	18 200	19.5	
	1400	—	0,585	19 000	—	

Приложение 31. Теплофизические свойства циркония [45] (температура плавления циркония $\Theta_{пл} = 2123$ К ± 30 К)

Θ	ρ	c_p	λ	Θ	ρ	c_p	λ
293	6510	0,290	21 400	673	6430	0.358	20 400
373	6490	0,309	21 200	773	6420	0.364	20 200
473	6470	0,328	20 900	873	6400	0.366	20 100
573	6450	0,346	20 600	973	6370	0,361	19 900

Приложение 32. Теплофизические свойства магния [45] (температура плавления магния $\Theta_{пл} = 923$ К)

Θ	ρ	c_p	λ	Θ	ρ	c_p	λ
273	1738	0,975	165 000	673	1688	1,220	120 000
373	1728	1,070	152 000	773	1670	1,255	112 000
473	1710	1,120	140 000	873	1660	1,280	131 000
573	1700	1,180	130 000	973	1544	1,395	99 000

Приложение 33. Теплофизические свойства алюминия [45] (температура плавления алюминия $\Theta_{пл} = 933$ К)

Θ	ρ	c_p	λ	$\alpha \cdot 10^6$
300	2684	0,871	207 000	22,5
400	2678	0,938	213 000	24,5
500	2665	0,999	222 000	27,5
600	2645	1,053	233 000	30,5
700	2616	1,079	251 000	32,0
800	2565	1,118	271 000	32,5
900	2515	1,145	282 000	34,0

Приложение 34. Теплопроводность реакторного графита плотностью 1700 кг/м³ [45]

Θ	λ		Θ	λ	
	параллельно прессованию	перпендикулярно прессованию		параллельно прессованию	перпендикулярно прессованию
300	170	130	900	70	57
400	150	115	1000	67	54
500	120	100	1100	61	51
600	110	88	1200	58	49
700	100	75	1300	56	47
800	80	65	1400	54	45

Приложение 35. Теплоемкость графита в зависимости от температуры [45]

Θ	c_p	Θ	c_p	Θ	c_p
300	0,72	700	1,51	1100	1,86
400	1,00	800	1,63	1200	1,90
500	1,23	900	1,71	1300	1,94
600	1,39	1000	1,79	1400	1,98

21 Заказ № 3794

Приложение 36. Механические свойства некоторых марок сталей [26]

T	12Х1МФ		25Х2МФА		1Х12В2МФ		Х18Н9Т		ХН35ВТ	
	$\sigma_в$	$E\cdot10^{-3}$	$\sigma_в$	$E\cdot10^{-3}$	$\sigma_в$	$E\cdot10^{-3}$	$\sigma_в$	$E\cdot10^{-3}$	$\sigma_в$	$E\cdot10^{-3}$
20	157	209	219	210	189	208	144	201	262	—
100	157	206	211	—	170	196	137	198	262	198
200	157	202	200	—	158	199	124	193	255	195
300	157	197	192	186	151	191	118	186	255	190
400	150	189	—	—	143	182	111	178	252	186
500	150	179	—	—	—	—	98,1	157	241	179
600	—	—	—	—	—	—	—	—	226	174

Приложение 37. Некоторые характеристики сплавов циркония [26]

T	Сплав циркония с 1% Nb			Сплав циркония с 2,5% Nb		
	$\sigma_в$	$\alpha\cdot10^{6}$	$E\cdot10^{-3}$	$\sigma_в$	$\alpha\cdot10^{6}$	$E\cdot10^{-3}$
20	132	5,1	88,3	151	5,2	88,3
100	—	—	—	143	5,6	—
200	—	—	—	132	5,9	—
300	—	5,6	72,6	121	—	72,6
350	—	—	—	111	—	—

Приложение 38. Пример теплогидравлического расчета реактора типа ВВЭР

Основные характеристики реактора и исходные данные для расчета

Тип реактора (см. рис. 2.11)	ВВЭР-1000
Тепловая мощность $Q_{тепл}$, Вт	$3\cdot10^{9}$
Теплоноситель и замедлитель	Некипящая вода
Конструкционные материалы	Сплав на основе циркония
Среднее давление теплоносителя в активной зоне $\bar{p}$*, Па	$16\cdot10^{6}$
Температура теплоносителя на входе в активную зону $T_{вх}$, °С	290
Энтальпия теплоносителя на входе $i_{вх}$, Дж/кг	$1285\cdot10^{3}$
Средний подогрев теплоносителя в активной зоне $\Delta T_т$, °С	32
Средняя удельная теплоемкость $\bar{c}_p$ в интервале температур $\Delta T_т$, Дж/(кг·К)	$5{,}67\cdot10^{3}$
Удельная энергонапряженность активной зоны q_V**, Вт/м³	$110\cdot10^{6}$
Топливо	Диоксид урана
Форма ТВС (см. рис. 2.13)	Шестигранная
Размер между центрами ТВС (под ключ) $h_{кл}$, м	0,234
Твэлы (см. рис. 2.12)	Стержневые
Решетка	Треугольная
Шаг решетки s, м	$12{,}75\cdot10^{-3}$
Полное число стержней в ТВС $n_{ст}$	331
Число твэлов в ТВС n	312

Число направляющих трубок для стержней регулирования $n_р$	18
Число центральных полых трубок $n_ц$	1
Размеры пучка стержней:	
наружный диаметр оболочки твэла d_2, м	$9{,}1\cdot10^{-3}$
внутренний диаметр оболочки твэла d_1, м	$7{,}7\cdot10^{-3}$
наружный диаметр топливного сердечника d_c, м	$7{,}5\cdot10^{-3}$
внутренний диаметр топливного сердечника d_0, м	$1{,}4\cdot10^{-3}$
наружный диаметр направляющих трубок для стержней регулирования $d_р$, м	$12{,}6\cdot10^{-3}$
диаметр центральной трубки $d_ц$, м	$13{,}3\cdot10^{-3}$
Высота активной зоны H_0, м	3,5
Число дистанционирующих решеток по высоте пучка ТВС (включая торцевые решетки)	15
Параметры теплоносителя на линии насыщения при давлении $\bar{p}$:	
температура T_s, °С	347
энтальпия воды i', Дж/кг	$1652\cdot10^{3}$
скрытая теплота парообразования r, Дж/кг	$931\cdot10^{3}$
поверхностное натяжение σ, Н/м	$3{,}94\cdot10^{-3}$
температуропроводность a', м²/с	$8{,}03\cdot10^{-8}$
число Прандтля Pr'	1,42
плотность воды ρ', кг/м³	585
плотность пара ρ'', кг/м³	107

* Расчет ведется на среднее давление в активной зоне.
** Обычно варьируемая величина.

Таблица П38.1. Определение геометрических характеристик активной зоны

Характеристика	Формула или источник	Численное значение
Объем активной зоны V_0, м³	(8.2)	27,3
Диаметр активной зоны D_0, м	$D_0=\sqrt{V_0/0{,}785H_0}$	3,15
Площадь одной ячейки $f_{яч}$, м²	$f_{яч}=6\sqrt{\frac{1}{3}}\left(\frac{h_{кл}}{2}\right)^2$	0,0474
Число ячеек в активной зоне N	(8.5)	164
Проходное сечение одной ячейки $s_{яч}$, м²	$s_{яч}=f_{яч}-0{,}785(nd_2^2+n_рd_р^2+n_цd_ц^2)$	0,0247
Гидравлический периметр одной ячейки (ТВС) $П_г$, м	$П_г=\pi(nd_2+n_рd_р+n_цd_ц)$	9,67
Гидравлический диаметр ТВС $d_г$, м	$d_г=4s_{яч}/П_г$	0,0102
Тепловой периметр ТВС $П_{тепл}$, м	$П_{тепл}=\pi d_2n$	8,92
Тепловой диаметр пучка твэлов $d_{тепл}$, м	$d_{тепл}=4s_{яч}/П_{тепл}$	0,0111
Экстраполированная добавка к размерам активной зоны δ, м	Принимается	0,08
Высота активной зоны с учетом экстраполированной добавки H, м	$H=H_0+2\delta$	3,66

Характеристика	Формула или источник	Численное значение
Толщина оболочки твэлов $\delta_{\text{об}}$, м	См. табл. 2.1	$0{,}7\cdot10^{-3}$
Средний диаметр оболочки твэла $d_{\text{об}}$, м	$d_{\text{об}}=(d_2+d_1)/2$	$8{,}4\cdot10^{-3}$
Толщина газового зазора между оболочкой твэла и топливным сердечником δ_3, м	См. табл. 2.1	$0{,}1\cdot10^{-3}$
Средний диаметр газового зазора $d_з$, м	$d_з=(d_1+d_c)/2$	$7{,}6\cdot10^{-3}$

Таблица П38.2. **Определение теплогидравлических параметров по высоте канала в расчете на средний и максимально нагруженный твэл**

Параметр	Формула или источник	Численное значение
Распределение линейного теплового потока по высоте $q_l(z)$, Вт/м	(8.14)	См. табл. П38.3
Коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте k_z	(7.29)	1,5
Коэффициент неравномерности по объему активной зоны k_V	Принимается	2,8
Линейный тепловой поток в центральной плоскости реактора, Вт/м, в расчете:		
на средненагруженный твэл $\bar{q}_{l,0}$	(8.16)	$25{,}1\cdot10^3$
на максимально нагруженный твэл $q_{l,0}^{\text{макс}}$	(8.15)	$46{,}9\cdot10^3$
Тепловая нагрузка на единицу поверхности твэла $q_s(z)$, Вт/м^2	$q_s(z)=0{,}94\dfrac{q_l(z)}{\pi d_2}$	См. табл. П38.3
Расход теплоносителя в расчете на один твэл G, кг/с	(8.17)	0,323
Энтальпия теплоносителя по высоте канала $i_т(z)$, Дж/кг	(9.5)	См. табл. 38.3
Относительная энтальпия по высоте канала $x_{\text{отн}}$	(9.15)	См. табл. П38.3
Число расчетных точек по высоте m	Принимается	9
Температура наружной поверхности оболочки твэла $T^{\text{н}}_{\text{об}}(z)$, °С	(8.22), (8.23)	См. табл. П38.3
Коэффициент теплоотдачи, Вт/(м^2·К):	(11.64), (11.65)	
для твэла средней нагрузки $\bar{\alpha}$		$35{,}7\cdot10^3$
для максимально нагруженного твэла $\alpha^{\text{макс}}$		$37{,}1\cdot10^3$
Температура оболочки твэла на внутренней поверхности $T^{\text{вн}}_{\text{об}}(z)$, °С	$T^{\text{вн}}_{\text{об}}(z)=T^{\text{н}}_{\text{об}}(z)+$ $+0{,}94q_l(z)\delta_{\text{об}}/(\pi d_{\text{об}}\lambda_{\text{об}})$	См. табл. П38.3
Теплопроводность оболочки твэла $\lambda_{\text{об}}$, Вт/(м·К)	См. приложение 31	20,5

Параметр	Формула или источник	Численное значение
Температура наружной поверхности топливного сердечника $T^{\text{н}}_{\text{c}}(z)$, °С	$T^{\text{н}}_{\text{c}}(z)=T^{\text{вн}}_{\text{об}}(z)+$ $+0{,}94q_l(z)/(\pi d_c\alpha_3)$	См. табл. П38.3
Коэффициент проводимости контактного слоя α_3, Вт/(м^2·К)	$\alpha_3=f(\delta_3/d_1)$ (см. рис. 8.8)	$2{,}7\cdot10^3$
Температура топливного сердечника на внутренней поверхности $T^{\text{вн}}_{\text{c}}(z)$, °С	$T^{\text{вн}}_{\text{c}}(z)=T^{\text{н}}_{\text{c}}(z)+$ $+0{,}94q_l(z)/(4\pi\lambda_c)\times$ $\times\left[1-\dfrac{2d_0^2}{d_c^2-d_0^2}\ln\dfrac{d_c}{d_0}\right]$	См. табл. П38.3
Теплопроводность топливного сердечника $\lambda_c[T_c(z)]$*, Вт/(м·К)	(8.34)	—
Относительная энтальпия в точке начала поверхностного кипения $x^{\text{макс}}_{\text{н.к}}$**	(9.14)	−0,1
Координата начала кипения $z^{\text{макс}}_{\text{н.к}}$, м	$z^{\text{макс}}_{\text{н.к}}=z^{\text{макс}}_m+$ $+\dfrac{x^{\text{макс}}_{m,\text{отн}}-x^{\text{макс}}_{\text{н.к}}}{x^{\text{макс}}_{m,\text{отн}}-x^{\text{макс}}_{m+1,\text{отн}}}\Delta z$	0,78
Критический тепловой поток $q_{\text{кр}}$, Вт/м^2	(11.87)	См. табл. П38.3
Коэффициент запаса до кризиса теплообмена k	$k(z)=\dfrac{q_{\text{кр}}(z)}{q_s(z)}$	То же
Потери давления в пределах активной зоны Δp***, Па	(11.1)	
Потери давления на трение:	(11.2)	
для средней нагрузки $\overline{\Delta p}_{\text{тр}}$		$60\cdot10^3$
для максимальной нагрузки $\Delta p^{\text{макс}}_{\text{тр}}$		$70\cdot10^3$
Потери от местных сопротивлений:	(11.22)	
для средней нагрузки $\overline{\Delta p}_{\text{м}}$		$88\cdot10^3$
для максимальной нагрузки $\Delta p^{\text{макс}}_{\text{м}}$		$102\cdot10^3$
Нивелирная составляющая:	(11.24)	
для средней нагрузки $\overline{\Delta p}_{\text{нив}}$		$24\cdot10^3$
для максимальной нагрузки $\Delta p^{\text{макс}}_{\text{нив}}$		$21\cdot10^3$
Суммарные потери давления:		
для средней нагрузки $\overline{\Delta p}$, Па		$172\cdot10^3$
для максимальной нагрузки $\Delta p^{\text{макс}}$, Па		$193\cdot10^3$

* Теплопроводность топливного сердечника определяется как среднее значение в интервале наружной и внутренней температуры топливного сердечника для каждого участка z путем итераций.

** Определяется только для максимально нагруженного твэла, так как в канале со средней нагрузкой $\bar{T}^{\text{н}}_{\text{об}}$ всюду меньше T_s. Для максимально нагруженного твэла начало поверхностного кипения лежит выше центральной плоскости и практически заканчивается вблизи выходного сечения, в котором $(T^{\text{н}}_{\text{об}})^{\text{макс}}$ становится равной T_s. Поэтому в расчетах $\alpha^{\text{макс}}$ и $\Delta p^{\text{макс}}$ наличие небольшого участка поверхностного кипения не учитывалось.

*** Потерей давления на ускорение пренебрегаем вследствие его малости. Расчет проведен на средние параметры в каналах средней и максимальной нагрузок.

Таблица П38.3. Расчетные значения тепловых потоков и параметров теплоносителя по высоте канала

Параметр	Координата по высоте z, м								
	−1,75	−1,5	−1,0	−0,5	0	0,5	1,0	1,5	1,75
$\bar{q}_l$, 10^3	1,74	7,03	16,4	22,8	25,1	22.8	16.4	7,03	1,74
$q_l^{макс}$, 10^3	3,25	13,1	30,7	42,7	46.9	42.7	30,7	13,1	3,25
$\bar{q}_s$, 10^3	57,2	231	540	750	826	750	540	231	57.2
$q_s^{макс}$, 10^3	107	431	1010	1405	1543	1405	1010	431	107
$\bar{i}_т$, 10^3	1285	1288	1307	1338	1376	1414	1445	1464	1467
$i_т^{макс}$, 10^3	1285	1291	1326	1384	1455	1526	1584	1619	1625
$\bar{T}_т$	290	290,5	294	300	307	313	318	321,5	322
$T_т^{макс}$	290	291	298	308	320	331	339	344	345
$\bar{x}_{отн}$	−0,394	−0,391	−0,371	−0,337	−0,296	−0,256	−0,222	−0.202	−0,199
$x_{отн}^{макс}$	−0.394	−0.388	−0,350	−0,288	−0,212	−0,135	−0,073	−0,035	−0,029
$\bar{\rho}$	746	745	737	727	711	697	686	676	675
$\rho^{макс}$	746	744	731	708	681	645	621	606	602
$\bar{\mu}$, 10^{-6}	92.6	92,4	91.0	88,7	85,9	83,4	81,4	79,9	79,7
$\mu^{макс}$, 10^{-6}	92,6	92.2	89,5	85,5	80,6	75,5	71.9	69,3	68.8
$\bar{\lambda}$, 10^{-3}	581	580	574	564	549	537	527	519	518
$\lambda^{макс}$, 10^{-3}	581	579	567	547	523	496	476	463	460
$\overline{Pr}$	0,839	0,840	0,847	0,859	0,891	0.918	0,940	0,966	0,972
$Pr^{макс}$	0,839	0,841	0,855	0,895	0,949	1,09	1,17	1,22	1,23
$\bar{T}_{об}^{н}$	291	296	307	319	328	332	331	327	323
$(T_{об}^{н})^{макс}$	292	302	323	343	359	366	364	355	348
$\bar{T}_{об}^{вн}$	293	305	327	347	359	360	351	336	325
$(T_{об}^{вн})^{макс}$	296	318	360	395	416	418	401	371	352
$\bar{T}_{с}^{н}$	319	410	573	689	736	702	597	441	351
$(T_{с}^{н})^{макс}$	345	515	821	1036	1120	1059	862	568	410
$\bar{T}_{с}^{вн}$	345	515	850	1130	1255	1160	900	550	375
$(T_{с}^{вн})^{макс}$	390	725	1320	1975	2175	2005	1490	785	460
$\bar{q}_{кр}$, 10^6	2,91	2,89	2,82	2,67	2.53	2,38	2.25	2,17	2,16
$q_{кр}^{макс}$, 10^6	2,91	2,88	2,74	2.50	2,21	1,92	1,68	1.53	1,51
$\bar{k}$	51	12,5	5,2	3,6	3,1	3,2	4,2	9.4	38
$k^{макс}$	27	6,7	2,7	1,8	1,43	1,37	1,7	3.5	14

На рис. П38.1 приводятся кривые изменения температуры теплоносителя и наружной оболочки твэлов по высоте каналов средней и максимальной тепловых нагрузок. Как видно, температура теплоносителя на выходе из активной зоны не догрета до температуры насыщения не только в канале со средней нагрузкой, но и в максимально нагруженном. Однако температура оболочки в верхней половине канала наиболее нагруженного твэла превышает температуру насыщения максимально на 20° С, что свидетельствует о наличии поверхностного кипения в этой области. К выходному сечению превышение наружной температуры оболочки в этом канале над T_s практически сводится к нулю и поверхностное кипение прекращается. Вследствие этого при определении коэффициентов теплоотдачи и гидравлического сопротивления наличие пара на сравнительно небольшом участке канала с максимальной тепловой нагрузкой не учитывалось.

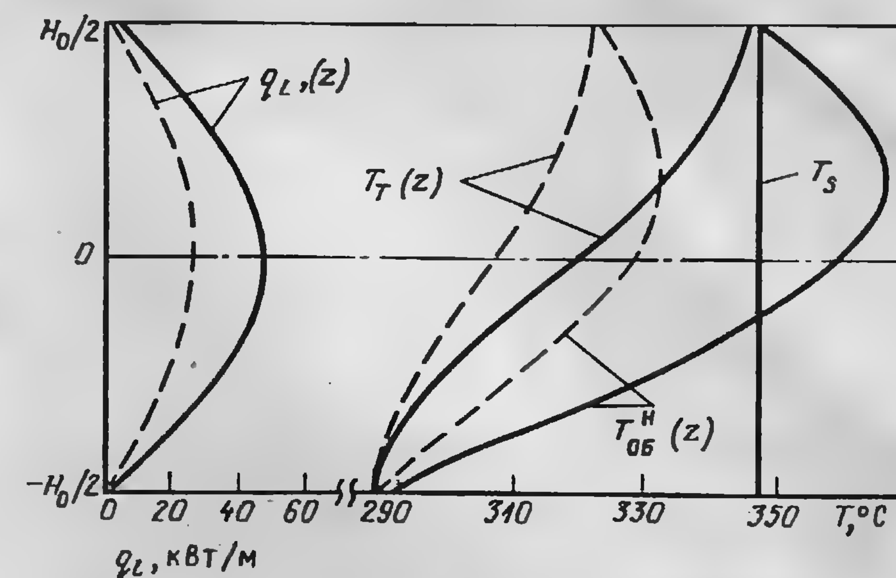


Рис. П38.1. Распределение линейной тепловой нагрузки $q_l(z)$, температуры теплоносителя $T_т(z)$, температуры наружной поверхности оболочки твэла $T_{об}^{н}(z)$ и температуры насыщения T_s по высоте канала:
– – – – в расчете на среднюю тепловую нагрузку; ——— на максимально нагруженный твэл

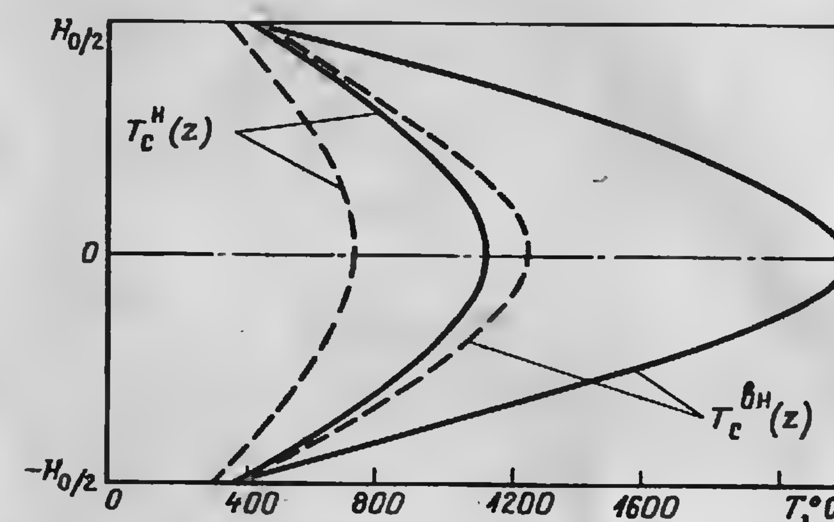


Рис. П38.2. Распределение температуры сердечника на наружной $T_с^{н}(z)$ и внутренней $T_с^{вн}(z)$ поверхностях по высоте канала:
– – – – в расчете на среднюю тепловую нагрузку; ——— на максимально нагруженный твэл

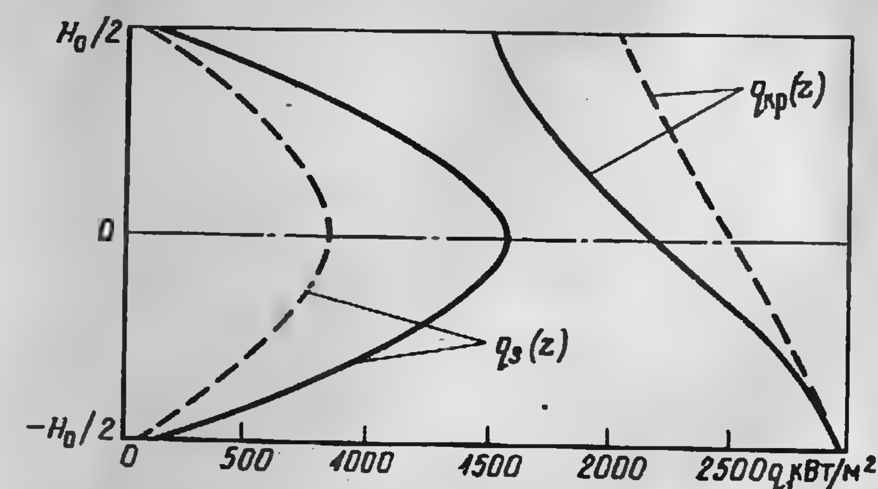


Рис. П38.3. Распределение удельного теплового потока q_s и критического теплового потока $q_{кр}$ по высоте канала:
– – – – в расчете на среднюю тепловую нагрузку; ——— на максимально нагруженный твэл

Температурный уровень твэлов и удельные тепловые нагрузки лежат в допустимых пределах (рис. П38.2 и П38.3). Минимальный запас до кризиса теплообмена в максимально нагруженном канале составляет ~37% на отметке 0,5 м.

Гидравлические потери в пределах активной зоны сравнительно невелики и не превышают 0,2 МПа. Невелико различие и в перепадах давления каналов со средней и максимальной нагрузками, оно составляет около 10%. А если учесть, что ТВС бесчехловые, то непременно происходит заметное выравнивание в радиальном направлении всех теплогидравлических параметров.

Приложение 39. **Пример теплогидравлического расчета РБМК**

Основные характеристики реактора и исходные данные для расчета

Тип реактора (см. рис. 3.3) ... РБМК-1000
Тепловая мощность $Q_{тепл}$, Вт ... $3{,}2\cdot10^9$
Теплоноситель ... Кипящая вода
Замедлитель ... Графит
Конструкционные материалы ... Сплав на основе циркония
Среднее давление теплоносителя в активной зоне $\bar{p}$*, Па ... $8\cdot10^6$
Температура теплоносителя на входе в активную зону $T_{вх}$, °С ... 265
Энтальпия теплоносителя на входе в активную зону $i_{вх}$, Дж/кг ... $1160\cdot10^3$
Удельная энергонапряженность активной зоны q_V, Вт/м^3 ... $4\cdot10^6$
Топливо ... Диоксид урана
ТВС (см. рис. 3.5) ... Пучок стержневых твэлов
Размер между центрами ТВС, расположенных в квадратной решетке, a, м ... 0,25
Высота активной зоны H_0, м ... 7
Внутренний диаметр трубы рабочего канала (см. рис. 3.4) $d_{тр}$, м ... $80\cdot10^{-3}$
Твэлы (см. рис. 3.6) ... Стержневые
Число твэлов в ТВС n ... 18
Решетка ... Треугольная
Относительный шаг решетки s/d ... 1,2
Наружный диаметр оболочки твэла d_2, м ... $13{,}5\cdot10^{-3}$
Внутренний диаметр оболочки твэла d_1, м ... $11{,}7\cdot10^{-3}$
Диаметр топливного сердечника d_c, м ... $11{,}5\cdot10^3$
Диаметр центральной полой трубки $d_ц$, м ... $15\cdot10^{-3}$
Число дистанционирующих решеток в ТВС ... 20
Среднее массовое паросодержание на выходе из активной зоны x ... 0,15
Параметры теплоносителя на линии насыщения при давлении $\bar{p}$:
температура T_s, °С ... 295
энтальпия воды i', Дж/кг ... $1318\cdot10^3$
скрытая теплота парообразования r, Дж/кг ... $1440\cdot10^3$
плотность воды ρ', кг/м^3 ... 674
плотность пара ρ'', кг/м^3 ... 43
динамическая вязкость воды μ', Па·с ... $88\cdot10^{-6}$
поверхностное натяжение σ, Н/м ... $15{,}5\cdot10^{-3}$
число Прандтля Pr' ... 0,891

теплопроводность λ', Вт/(м·К) ... $556\cdot10^{-3}$
динамическая вязкость пара μ'', Па·с ... $19{,}5\cdot10^{-6}$
Энтальпия теплоносителя на выходе из активной зоны $i_{вых}=i'+rx$, Дж/кг ... $1534\cdot10^3$
Средние параметры воды на участке подогрева:
температура $\bar{T}_т$, °С ... 280
плотность $\bar{\rho}$, кг/м^3 ... 753
теплопроводность $\bar{\lambda}$, Вт/(м·К) ... $584\cdot10^{-3}$
динамическая вязкость $\bar{\mu}$, Па·с ... $94\cdot10^{-6}$

---

* Расчет ведется на среднее давление в активной зоне.

Таблица П39.1. **Определение геометрических характеристик активной зоны**

Характеристика	Формула или источник	Численное значение
Объем активной зоны V_0, м^3	(8.2)	800
Диаметр активной зоны D_0, м	$D_0=\sqrt{V_0/0{,}785H_0}$	12
Площадь одной ячейки $f_{яч}$, м^2	$f_{яч}=a\times a$	0,0625
Число ячеек в активной зоне N	(8.5)	1810
Проходное сечение для теплоносителя в ячейке $s_{яч}$, м^2	$s_{яч}=0{,}785(d_{тр}^2-nd_2^2-d_ц^2)$	$2{,}27\cdot10^{-3}$
Гидравлический периметр ТВС $П_г$, м	$П_г=\pi(d_{тр}+nd_2+d_ц)$	1,06
Гидравлический диаметр ТВС $d_г$, м	(11.3)	$8{,}57\cdot10^{-3}$
Экстраполированная добавка к размерам активной зоны δ, м	Принимается	0,6
Высота активной зоны H с учетом экстраполированной добавки, м	$H=H_0+2\delta$	8,2

Таблица П39.2. **Определение теплогидравлических параметров по высоте канала в расчете на среднюю тепловую нагрузку**

Параметр	Формула или источник	Численное значение
Распределение линейного теплового потока по высоте канала $q_l(z)$, Вт/м	(8.14)	См. табл. П39.3
То же поверхностного теплового потока $q_s(z)$, Вт/м^2	$q_s(z)=0{,}94\dfrac{q_l(z)}{\pi d_2 n}$	То же
Коэффициент неравномерности энерговыделения по высоте канала k_z	(7.29)	1,38
Линейный тепловой поток в центральной плоскости в расчете на одну ТВС $q_{l,0}$, Вт/м	(8.16)	$3{,}49\cdot10^5$

Параметр	Формула или источник	Численное значение
Расход теплоносителя через одну ТВС G, кг/с	$G=\dfrac{Q_{тепл}}{(i_{вых}-i_{вх})N}$	4,73
Энтальпия теплоносителя по высоте канала $i_т(z)$, Дж/кг	(9.5)	См. табл. П39.3
Относительная энтальпия по высоте канала $x_{отн}(z)$	(9.15)	То же
Число расчетных точек по высоте канала m	Принимается	9
Средняя тепловая нагрузка в канале $\bar{q}_s$, Вт/м²	$\bar{q}_s=\sum_m q_{s,m}/m$	$266\cdot10^3$
Скорость циркуляции w_0, м/с	$w_0=G/(s_{яч}\rho')$	3,09
Относительная энтальпия в точке начала поверхностного кипения $x_{н.к}$	(9.14)	−0,041
Координата начала поверхностного кипения $z_{н.к}$, м	$z_{н.к}=z_m+\dfrac{x_{н.к}-x_{отн,m}}{x_{отн,m+1}-x_{отн,m}}\Delta z$	−1,3
Координата точки подогрева $z_п$, м	$z_п=z_m+\dfrac{x_{отн,m}}{x_{отн,m}-x_{отн,m+1}}\Delta z$	−0,4
Истинное объемное паросодержание в точке подогрева $\varphi_п$	(9.12)	0,17
Расходное объемное паросодержание в точке начала термически равновесного кипения $\beta_р$	(9.18)	0,5
То же массовое паросодержание $x_р$	(9.17)	0,06
То же коэффициент проскальзывания $s_р$	(9.20)	1,2
То же истинное объемное паросодержание $\varphi_р$	(9.19)	0,45
Координата точки $z_р$, м	$z_р=z_m+\dfrac{x_р-x_{отн,m}}{x_{отн,m+1}-x_{отн,m}}\Delta z$	0,8
Паросодержание на выходе из испарительного канала $\varphi_{вых}$	(9.19)	0,7
Коэффициент теплоотдачи на участке конвективного теплообмена $\bar{\alpha}_к$, Вт/(м²·К)	(11.64), (11.65)	$20\cdot10^3$
Конвективный коэффициент теплоотдачи, определяемый по скорости циркуляции, $\alpha'_к$, Вт/(м²·К)	(11.64), (11.65)	$21\cdot10^3$

Параметр	Формула или источник	Численное значение
Коэффициент теплоотдачи:		
при кипении в большом объеме α_0	(11.78)	$60\cdot10^3$
на участке с поверхностным кипением $\alpha_{п.к}$	(11.79)	$68\cdot10^3$
на участке с развитым кипением $\alpha_{р.к}$	(11.80)	$65\cdot10^3$
Температура оболочки твэла по высоте канала $T_{об}(z)$, °С	(8.22), (8.23)	См. табл. П39.3
Критическая тепловая нагрузка $q_{кр}(z)$, Вт/м²	(11.86)	См. табл. П39.3
Запас до кризиса теплообмена $k_з(z)$	$k(z)\dfrac{q_{кр}(z)}{q_s(z)}$	То же
Потеря давления на конвективном участке, Па:		
на трение	(11.2), (11.10), (11.19)	$13\cdot10^3$
местных сопротивлений	(11.22)	$9\cdot10^3$
нивелирная составляющая	(11.24)	$15\cdot10^3$
Потеря давления на участке кипения, Па		
на трение	(11.46)	$111\cdot10^3$
местных сопротивлений	(11.48), (11.49)	$45\cdot10^3$
нивелирная составляющая	(11.24)	$25\cdot10^3$
на ускорение	(11.54)	$5\cdot10^3$
Полная потеря давления в средненагруженном канале, Па		$223\cdot10^3$

Таблица П39.3. **Расчетные значения теплогидравлических параметров**

Параметр	Координата по высоте z, м						
	−3,5	−3,0	−2,0	−1,3	−1.0	−0,8	−0,4
q_l, 10^3	79,7	143	252	—	324	—	—
q_s, 10^3	98,3	176	310	—	399	—	—
$i_т$, 10^3	1160	1172	1214	—	1276	—	—
$x_{отн}$	−0,110	−0,101	−0,072	—	−0,029	—	—
$T_т$	265	267	276	—	290	—	—
Действительное значение x^*	—	—	—	0	—	0,014	0,025
φ	—	—	—	0	—	0,07	0,17
q_l, 10^3	—	—	—	307	—	333	345
q_s, 10^3	—	—	—	378	—	410	424
$i_т$, 10^3	—	—	—	1256	—	1290	1318
$T_т$	—	—	—	285	—	293	295
$T_{об}$	270	276	292	—	310	—	301
$q_{кр}$, 10^6	—	—	—	2,2	—	—	—
k	—	—	—	5,8	—	—	—

Параметр	Координата по высоте z, м						
	0	0,4	0,8	1,0	2,0	3,0	−3,5
q_l, 10^3	349	—	—	324	252	143	79,7
q_s, 10^3	429	—	—	399	310	176	98,3
$i_т$, 10^3	1348	—	—	1420	1482	1524	1535
$x_{отн}$	0,021	—	—	0,071	0,114	0,143	0,150
$T_т$	295	—	—	295	295	295	295
Действительное значение x*	0,036	0,048	0,06	—	—	—	—
φ	—	—	0,45	—	—	—	—
q_l, 10^3	349	345	333	—	—	—	—
q_s, 10^3	429	424	410	—	—	—	—
$i_т$, 10^3	1348	1378	1406	—	—	—	—
$T_т$	295	295	295	—	—	—	—
$T_{об}$	—	—	—	—	—	—	—
$q_{кр}$, 10^6	2,1	—	—	—	300	—	297
k	4,9	—	—	2,0	1,9	1,8	1,8
				5,0	6,1	10,0	18,0

* Определяется путем линейной интерполяции в диапазоне от 0 (в точке $z_{н.к}$) до 0,06 (в точке $z_р$).

На рис. П.39.1 приведены расчетные кривые теплогидравлических параметров по высоте канала. Как видно, запас до кризиса в канале средней тепловой нагрузки достаточно велик, его минимальное значение составляет 4,9 в центральной плоскости реактора. Координата $z_п$, определяемая пересечением кривых $i_т(z)$ и i', находится ниже центральной плоскости на отметке $z_п = -0{,}4$ м. Поверхностное кипение начинается на отметке $z_{н.к} = -1{,}3$ м, т. е. в пределах нижней ТВС, а термически равновесное кипение идет в пределах верхней ТВС с координаты $z_р = 0{,}8$ м. На рисунке показаны кривые изменения температуры теплоносителя и наружной поверхности твэла, массового и объем-

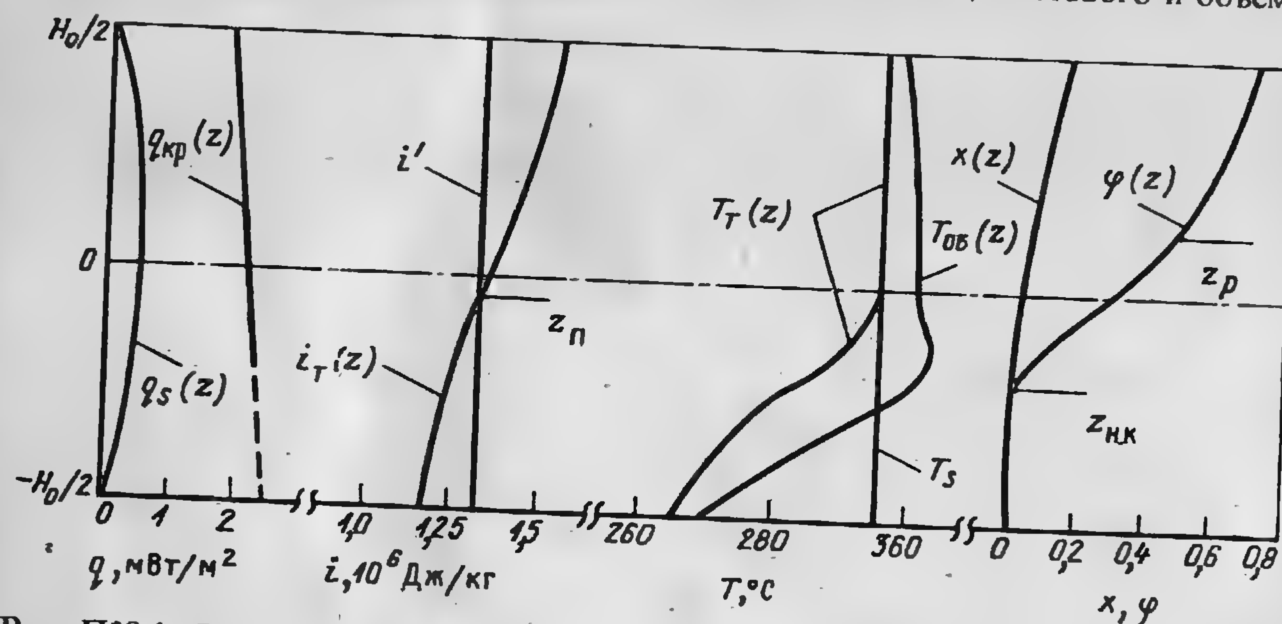


Рис. П39.1. Распределение теплогидравлических параметров по высоте канала РБМК

ного паросодержания. Температура топливного сердечника определяется аналогично рассмотренному в примере расчета ВВЭР (см. прилож. П.38). Аналогично указанному примеру ведется расчет на максимально нагруженный твэл реактора РБМК, который здесь также не приводится.

Приложение 40. **Пример расчета естественной циркуляции теплоносителя внутри корпуса реактора АСТ**

Основные характеристики реактора и исходные данные для расчета

Тип реактора (см. рис. 2.22, 9.6)	АСТ-500
Тепловая мощность реактора $Q_{тепл}$, Вт	$500 \cdot 10^6$
Среднее давление в рабочем корпусе p*, Па	$1{,}6 \cdot 10^6$
Удельная энергонапряженность q_V, Вт/м³	$30 \cdot 10^6$
ТВС (см. рис. 2.23, 2.24):	
форма	Шестигранная
размер под «ключ» $h_{кл}$, м	0,238
зазор между ТВС $\delta_{ТВС}$, м	$3 \cdot 10^{-3}$
толщина корпуса ТВС $\delta_к$, м	$1{,}5 \cdot 10^{-3}$
диаметр твэлов и направляющих трубок стержней регулирования (кластеров) d, м	$13{,}5 \cdot 10^{-3}$
диаметр центральной каркасной трубки $d_ц$, м	$15 \cdot 10^{-3}$
число стержней регулирования $n_{ст}$	18
диаметр стержней регулирования (кластеров) $d_{ст}$, м	$12 \cdot 10^{-3}$
водоурановое отношение ω_{H_2O}/ω_U	1,9
Высота активной зоны H_0, м	3,5
Число дистанционирующих решеток	10
Теплоноситель	H_2O (вода)
Циркуляция теплоносителя	Естественная
Средний подогрев теплоносителя в активной зоне	До температуры насыщения
Параметры теплоносителя на выходе из активной зоны:	
энтальпия воды i', Дж/кг	$850 \cdot 10^3$
энтальпия пара i'', Дж/кг	$2790 \cdot 10^3$
температура T_s, °С	200
удельный объем воды v', м³/кг	$1{,}16 \cdot 10^{-3}$
удельный объем пара v'', м³/кг	0,1374
динамическая вязкость воды μ', Па·с	$133{,}6 \cdot 10^{-6}$
динамическая вязкость пара μ'', Па·с	$15{,}8 \cdot 10^{-6}$

* Расчет ведется на среднее давление в контуре циркуляции.

Таблица П40.1. **Определение геометрических характеристик активной зоны, промежуточного теплообменника и других участков циркуляционного контура**

Наименование характеристики	Формула или исходное значение	Значение
Объем активной зоны V_0, м³	(8.2)	16,7
Диаметр активной зоны D_0, м	(8.3)	2,5
Площадь одной ячейки $f_{яч}$, м²	$f_{яч} = 6\sqrt{\frac{1}{3}}\left(\frac{h_{кл} + \delta_{ТВС}}{2}\right)^2$	0,05
Число ячеек N	(8.5)	98
Внутренняя площадь шестигранной ТВС $f_{ТВС}$, м²	$f_{ТВС} = 6\sqrt{\frac{1}{3}}\left(\frac{h_{кл} - 2\delta_к}{2}\right)^2$	0,048

Наименование характеристики	Формула или исходное значение	Значение
Число твэлов в ТВС n	$\frac{\omega_{H_2O}}{\omega_U}=\frac{f_{ТВС}-0{,}785}{0{,}785}\times\frac{[d^2(n+n_{ст})+d_ц^2]}{d^2 n}$	109
Проходное сечение ячейки (ТВС) $s_{яч}$*, м^2	$s_{яч}=f_{ТВС}-0{,}785\times[d^2(n+n_{ст})+d_ц^2]$	0.03
Гидравлический периметр ТВС $П_г$, м	$П_г=6\sqrt{\frac{1}{3}}(h_{кл}-2\delta_к)+\pi[d(n+n_{ст})+d_ц]$	6,24
Гидравлический диаметр ТВС $d_г$, м	(11.3)	0.019
Поверхность промежуточного теплообменника $F_т$, м^2	(9.39)	$11{,}9\cdot10^3$
Внутренний диаметр корпуса реактора $D_к$, м	Принимается	4.5
Наружный диаметр обечайки тягового участка $D_{т.у}$, м	Принимается	2,6
Площадь опускного участка $F_{оп}$, м^2	$F_{оп}=0{,}785(D_к^2-D_{т.у}^2)$	10,6
Диаметр трубок промежуточного теплообменника $d_{тр}$, м	Принимается	$16\cdot10^{-3}$
Компоновка промежуточного теплообменника в опускном участке	Продольное расположение в треугольной решетке (принимается)	—
Шаг треугольной решетки a, м	$a=1{,}4d_{тр}$ (принимается)	$22{,}4\cdot10^{-3}$
Площадь ячейки, занятая одной трубкой теплообменника, $f_{тр}$, м^2	(см. рис. 8.3)	$0{,}435\cdot10^{-3}$
Число параллельных трубок теплообменника $n_{тр}$	$n_{тр}=F_{оп}/f_{тр}$	$24{,}3\cdot10^3$
Длина параллельных трубок (высота теплообменника) $H_т$, м	$H_т=\frac{F_т}{\pi d_{тр}n_{тр}}$	9,75
Гидравлический периметр теплообменника $П_т$, м	$П_т=\pi(D_к+D_{т.у}+n_{тр}d_{тр})$	1243
Проходное сечение теплообменника $s_т$, м^2	$s_т=F_{оп}-0{,}785n_{тр}d_{тр}^2$	5,72
Гидравлический диаметр теплообменника $d_т$, м	(11.3)	$18{,}4\cdot10^{-3}$
Высота участка теплообменника, расположенного выше уровня и предназначенного для конденсации пара, $H_{пар}$, м	Принимается	1,5
Высота погруженной части теплообменника $H_{погр}$, м	$H_{погр}=H_т-H_{пар}$	8,25
Размер от верха активной зоны до нижней части теплообменника h, м	Принимается	1,75

Наименование характеристики	Формула или исходное значение	Значение
Высота тягового участка $H_{т.у}$, м	$H_{т.у}=H_{погр}+h$	10
Высота свободной части опускного участка $H_{оп}$, м	$H_{оп}=H_0+h$	5,25
Гидравлический диаметр свободной части опускного участка $d_{оп}$, м	(11.5)	1,9
Внутрикорпусные устройства в тяговом участке над активной зоной	(см. рис. 9.6)	—
Высота тягового участка в зоне защитных чехлов $H_{з.ч}$, м	$H_{з.ч}\approx H_0$	3,5
Высота тягового участка в зоне приводных тяг $H_{пр.т}$, м	$H_{пр.т}=H_{т.у}-H_{з.ч}$	6,5
Диаметр труб защитных чехлов $(d^н_{з.ч}/d^{вн}_{з.ч})$, м	Принимается	0,238/0,230
Диаметр приводных тяг, м	Принимается	0,02
Количество труб защитных чехлов и приводных тяг (соответствует количеству ячеек в активной зоне N)	Принимается	98
Проходное сечение участка защитных чехлов $s_{з.ч}$, м^2	$s_{з.ч}=0{,}785\{D_0^2-d_{ст}^2n_{ст}N-[(d^н_{з.ч})^2-(d^{вн}_{з.ч})^2]N\}$	4,4
Гидравлический диаметр на участке защитных чехлов $d_{з.ч}$, м	(11.3)	0,08
Проходное сечение на участке приводных тяг $s_{пр.т}$, м^2	$s_{пр.т}=0{,}785(D_0^2-d_{пр.т}^2N)$	4,9
Гидравлический диаметр на участке приводных тяг $d_{пр.т}$, м	(11.3)	1,4
Массовое паросодержание x, обусловленное самовскипанием на выходе тягового участка	(9.38)	0,006
Удельный объем смеси на выходе тягового участка $v_{см}$**, м^3/кг	(11.34)	$1{,}98\cdot10^{-3}$

* Без учета пространства между ТВС.
** Без учета проскальзывания пара.

Таблица П40.2. **Вариантный расчет параметров контура естественной циркуляции**

Параметр	Формула или источник	Численное значение		
		Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
Температура теплоносителя на входе в активную зону $T_{вх}$, °С	Задается	190	180	170
Энтальпия теплоносителя на входе в активную зону $i_{вх}$, 10^3 Дж/кг	См. прилож. 4	808	760	720
Удельный объем воды на входе в активную зону $v_{вх}$, 10^{-3} м^3/кг	То же	1,14	1,12	1,1

Параметр	Формула или источник	Численное значение		
		Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
Кинематическая вязкость воды μ при температуре $T_{вх}$, 10^{-6} Па·с	См. прилож. 5	141	149	159
Расход теплоносителя в контуре G, 10^3 кг/с	(8.6)	11,9	5,56	3,85
Количество переданного тепла на участке конденсации пара в теплообменнике Q_1, 10^6 Вт	(9.43)	139	64,7	44,8
То же на участке охлаждения Q_2, 10^6 Вт	(9.44)	362	435	455
Протяженность участка конденсации H_1, м	(9.41)	2,71	1,26	0,87
То же участка охлаждения H_2, м	(9.42)	7,04	8,49	8,88
Движущий напор $\Delta p^{*}_{дв}$, 10^3 Па	(9.34)	30	34,3	37,5
Сумма сопротивлений в контуре $\sum_i \Delta p_i^{**}$, 10^3 Па	(11.23)	107,2	24,6	11,41
В том числе:				
в активной зоне	—	70	16	7,7
на участке защитных труб	—	6,3	1,4	0,7
на участке приводных тяг	—	1,1	0,3	0,2
на участке промежуточного теплообменника в зоне конденсации пара	—	8,9	1,3	0,5
то же в зоне охлаждения	—	20	5,4	2,3
в свободном опускном участке	—	0,9	0,2	0,01

* Расчет проведен на среднюю плотность теплоносителя в каждом участке контура без учета проскальзывания пара в зоне вскипания.

** Не учитывался вклад в перепад давления потери на ускорение потока в зоне самовскипания вследствие его малости. В качестве местных сопротивлений по контуру принимались: дистанционирующие и концевые решетки в активной зоне, внезапное расширение или сужение потока на границах участков, поворот теплоносителя на 180° в верхней и нижней частях контура, дистанционирующие устройства по высоте трубчатки промежуточного теплообменника. Коэффициенты сопротивления трения определялись по формуле (11.10).

Результаты расчета по определению входных параметров при естественной циркуляции теплоносителя показаны на рис. П40.1. Соответственно энтальпия и температура теплоносителя на входе в активную зону составляют $i_{вх}=771\cdot10^3$ Дж/кг и $T_{вх}=182,5$° С, а расход теплоносителя равен $G=6,6\cdot10^3$ кг/с. На основе этих параметров проводится в последующем теплогидравлический расчет активной зоны реактора аналогично проведенному выше для реактора ВВЭР (см. прилож. 38) с определением поверхностного кипения и запасом до кризиса теплообмена в наиболее нагруженных твэлах.

Приложение 41. Пример теплогидравлического расчета ВТГР с шаровыми твэлами

Основные характеристики и исходные данные

Тип реактора (см. рис. 3.16, 10.1) ВТГР-1200
Тепловая мощность $Q_{тепл}$, Вт .... $3000\cdot10^6$
Теплоноситель .... Гелий

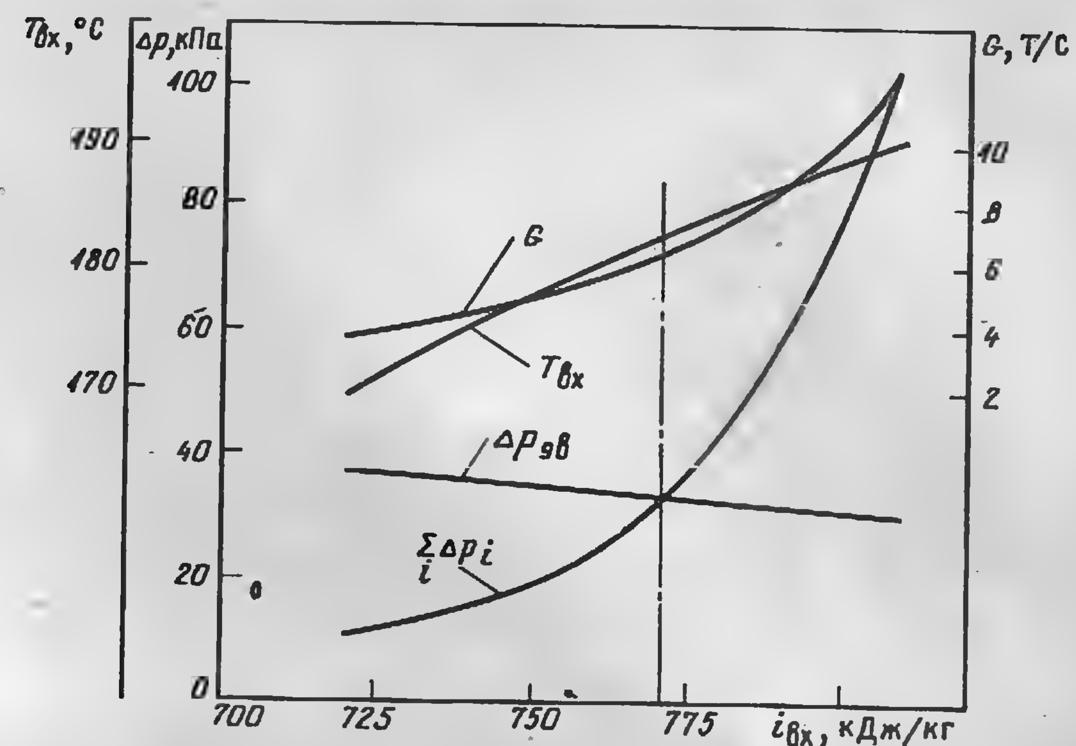


Рис. П40.1. К определению входных теплогидравлических параметров в контуре естественной циркуляции реактора АСТ

Замедлитель .... Графит
Давление теплоносителя p^*, Па .... $5\cdot10^6$
Температура теплоносителя, °С:
на входе $T_{вх}$ 250
на выходе $T_{вых}$ 800
Изобарная теплоемкость c_p, Дж/(кг·К) .... $5,2\cdot10^3$
Средние значения в интервале температур теплоносителя:
теплопроводности λ, Вт/(м·К) 0,31
динамической вязкости μ, Па·с .... $38\cdot10^{-6}$
плотности ρ, кг/м³ 3,14
Твэлы (см. рис. 3.17) .... Шаровые
Диаметр шарового твэла $d_ш$, м .... $60\cdot10^{-3}$
Диаметр топливного сердечника d_c, м .... $50\cdot10^{-3}$
Топливо .... Высокообогащенный UC_2 в графитовой матрице
Удельная энергонапряженность q_V^{**}, Вт/м³ .... $7\cdot10^6$

* Расчет ведется на среднее давление теплоносителя в активной зоне реактора.
** Обычно варьируемая величина.

Таблица П41.1. **Расчет конструкционных и теплогидравлических параметров реактора**

Параметр	Формула или источник	Значение
Объем активной зоны V_0, м³	(8.2)	430
Высота активной зоны H_0, м	Принимается	7
Экстраполированная высота H, м	$H=H_0+2\delta$	8,2
Диаметр активной зоны D_0, м	(8.3)	8,85
Пористость шаровой засыпки ε	Принимается	0,39

Параметр	Формула или источник	Значение
Число шаровых твэлов в активной зоне n	(10.4)	$2{,}3\cdot10^6$
Средняя тепловая нагрузка на один шар $\bar{q}_ш$, Вт	(10.2)	$1{,}3\cdot10^3$
Массовый расход гелиевого теплоносителя G, кг/с	(8.7)	$1{,}05\cdot10^3$
Средняя массовая скорость теплоносителя ρw, кг/(м^2·с)	(10.1)	43,8
Энерговыделение по высоте активной зоны $q_ш(z)$, Вт:		
при многократной циркуляции шаровых твэлов	$q_ш(z)=q_{ш,0}\sin[\pi(\delta+z)/H]$	См. табл. П41.2
при одноразовом прохождении шаровых твэлов	(10.6)	То же
Максимальная тепловая нагрузка по высоте активной зоны $q_{ш,0}$, Вт:		
при многократном прохождении твэлов (в центральной плоскости)	$q_{ш,0}=k_z\bar{q}_ш=\dfrac{\pi H_0\bar{q}_ш}{2H\sin(\pi H_0/2H)}$	$1{,}8\cdot10^3$
при однократном прохождении (в верхнем сечении), где $a=0{,}76$ [см. (10.7)]	$q_{ш,0}=\pi d_ш^3/6\times\dfrac{aQ_{тепл}}{\pi R_0^2(1-\varepsilon)[1-\exp(-aH_0)]}$	$6{,}9\cdot10^3$
Изменение температуры теплоносителя по высоте активной зоны в расчете на максимальную тепловую нагрузку $T_т^{макс}(z)$, °С	(10.13)	См. табл. П42.2
Среднее значение коэффициента теплоотдачи α, Вт/(м^2·К)	(11.70)	$3{,}29\cdot10^3$
Изменение температуры в центре шарового сердечника в расчете на максимальную тепловую нагрузку $T_0^{макс}(z)$*, °С	(10.32)	См. табл. П42.2
Гидравлическое сопротивление активной зоны Δp, Па	(11.26)—(11.29)	$0{,}1\cdot10^6$

* В расчете учтено уменьшение теплопроводности графита вследствие облучения его в активной зоне; она уменьшена в 2 раза по сравнению с табличным значением.

Таблица П41.2. **Результаты расчета тепловых нагрузок и температур теплоносителя и топливного сердечника для схемы с многократным прохождением шаровых твэлов через активную зону (м.п.) и одноразовым прохождением (о.п.)**

Параметр	Координата от верхнего торца активной зоны, м							
	0	1	2	3	4	5	6	7
$q_ш$, 10^3 (м. п.)	0,41	1,04	1,51	1,77	1,77	1,51	1,04	0,41
$q_ш$, 10^3 (о. п.)	6,9	3,23	1,51	0,71	0,33	0,15	0,072	0,034
$T_т^{макс}$ (м. п.)	250	303	388	517	643	759	850	901

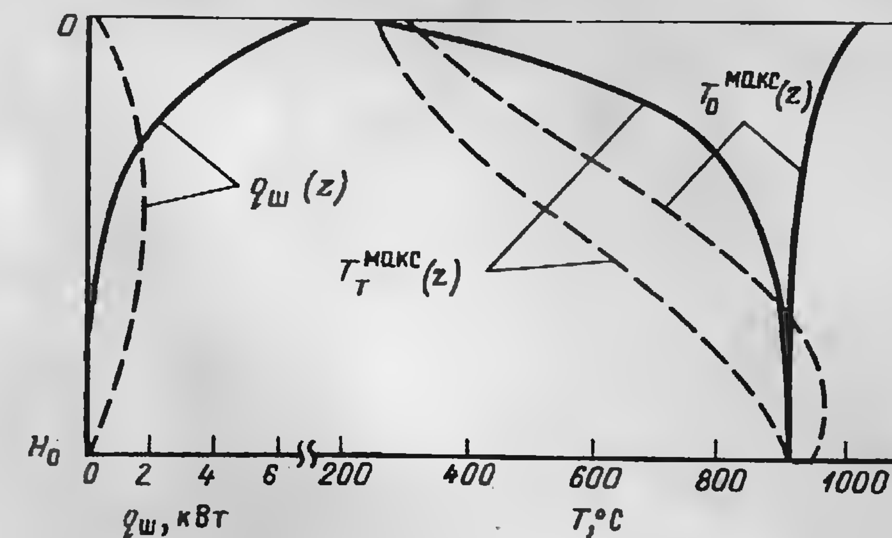


Рис. П41.1. Распределение тепловой нагрузки, температуры теплоносителя и топливного сердечника по высоте активной зоны реактора с шаровыми твэлами:

— — — —при многократном прохождении шаровых твэлов; ———— —при одноразовом прохождении

Продолжение табл. П41.2

Параметр	Координата от верхнего торца активной зоны, м							
	0	1	2	3	4	5	6	7
$T_т^{макс}$ (о. п.)	250	602	767	844	880	898	905	909
$T_0^{макс}$ (м. п.)	296	419	557	715	841	928	966	947
$T_0^{макс}$ (о. п.)	1023	964	936	924	917	915	913	913

На рис. П41.1 приведены графики изменения тепловой нагрузки, температур теплоносителя и топливного сердечника для максимально нагруженной струйки по высоте активной зоны. Как видно, максимальная температура топливного сердечника несколько превышает 1000° С только во входном сечении для схемы с одноразовым прохождением твэлов через активную зону реактора. Таким образом, запас до максимально допустимой температуры шаровых твэлов составляет 300—350° С. Это свидетельствует о том, что удельную энергонапряженность q_V можно увеличивать.

Приложение 42. **Пример теплогидравлического расчета реактора на быстрых нейтронах**

Исходные данные для расчета

Тип реактора (см. рис. 5.9) БН-800
Тепловая мощность $Q_{тепл}$, Вт .... $2{,}1\cdot10^9$
Удельное энерговыделение в активной зоне q_V, Вт/м^3 .... $530\cdot10^6$
Теплоноситель*:
температура на входе $T_{вх}$, °С 354
температура на выходе $T_{вых}$, °С 547
плотность ρ, кг/м^3 780

удельная теплоемкость c_p, Дж/(кг·К)	$1{,}27\cdot10^3$
теплопроводность λ, Вт/(м·К)	66,1
динамическая вязкость μ, Па·с	$259\cdot10^{-6}$
кинематическая вязкость ν, м²/с	$30{,}8\cdot10^{-8}$
температуропроводность a, м²/с	$61{,}6\cdot10^{-6}$
число Прандтля Pr	$0{,}5\cdot10^{-2}$
Форма ТВС в активной зоне и боковом экране (см. рис. 5.7)	Шестигранная
Размер под ключ $h_{кл}$, м	$96\cdot10^{-3}$
Зазор между ТВС $\delta_{ТВС}$, м	$2\cdot10^{-3}$
Толщина корпуса ТВС $\delta_к$, м	$2\cdot10^{-3}$
Диаметр твэлов в активной зоне и торцевом экране d_2, м	$6{,}9\cdot10^{-3}$
Толщина оболочки твэла $\delta_{об}$, м	$0{,}4\cdot10^{-3}$
Материал оболочки твэла	Нержавеющая сталь
Материал топливного сердечника	PuO_2+UO_2
Диаметр топливного сердечника d_1, м	$6\cdot10^{-3}$
Диаметр твэлов в боковом экране $d_{б.э}$, м	$14{,}2\cdot10^{-3}$
Число твэлов ТВС активной зоны n	127
Число твэлов ТВС бокового экрана $n_{б.э}$	37
Тепловыделение, Вт:	
в активной зоне $Q_{а.з}=0{,}9Q_{тепл}$ (принимается)	$1{,}89\cdot10^9$
в торцевом экране $Q_{т.э}=0{,}03Q_{тепл}$ (принимается)	$63\cdot10^6$
в боковом экране $Q_{б.э}=0{,}07Q_{тепл}$ (принимается)	$147\cdot10^6$

* Все параметры теплоносителя приняты по средней температуре, соответственно и расчет ведется на среднюю тепловую нагрузку.

Таблица П42.1. **Определение геометрических характеристик**

Характеристика	Формула	Значение
Объем активной зоны V_0, м³	(8.2)	3,57
Коэффициент уплощения активной зоны H_0/D_0	Принимается	0,35
Размеры цилиндрической активной зоны, м:	(8.3)	
диаметр D_0		2,35
высота H_0		0,82
Толщина торцевых частей экрана $\delta_{т.э}$, м	Принимается	0,4
Толщина бокового экрана $\delta_{б.э}$, м	Принимается	0,5
Площадь бокового экрана $f_{б.э}$, м²	$f_{б.э}=0{,}785\left[(D_0+2\delta_{б.э})^2-D_0^2\right]$	4,45
Эффективная добавка по оси активной зоны δ, м	Принимается	0,18
Экстраполированная высота, вдоль которой идет тепловыделение с максимумом в центральной плоскости и нулевым значением на торцах H, м	$H=H_0+2\delta$	1,18
Площадь одной ячейки (активной зоны и экранов) $f_{яч}$, м²	(см. рис. 8.1)	$8{,}32\cdot10^{-3}$
Число ТВС в активной зоне N	(8.5)	521

Продолжение табл. П42.1

Характеристика	Формула	Значение
Число ТВС бокового экрана $N_{б.э}$	$N_{б.э}=f_{б.э}/f_{яч}$	530
Проходное сечение ТВС активной зоны $s^*_{яч}$, м²	$s_{яч}=6\sqrt{\frac{1}{3}}\left(\frac{h_{кл}-2\delta_к}{2}\right)^2-0{,}785nd_2^2$	$2{,}58\cdot10^{-3}$
Гидравлический периметр ТВС активной зоны $П_г$, м	$П_г=6\sqrt{\frac{1}{3}}(h_{кл}-2\delta_к)+\pi d_2 n$	2,78
Гидравлический диаметр ТВС активной зоны $d_г$, м	(11.3)	$3{,}71\cdot10^{-3}$
Проходное сечение ТВС бокового экрана $s^*_{б.э}$, м²	$s_{б.э}=6\sqrt{\frac{1}{3}}\left(\frac{h_{кл}-2\delta_к}{2}\right)^2-0{,}785n_{б.э}d_{б.э}^2$	$1{,}47\cdot10^{-3}$
Гидравлический периметр ТВС бокового экрана $П_{б.э}$, м	$П_{б.э}=6\sqrt{\frac{1}{3}}(h_{кл}-2\delta_к)+\pi n_{б.э}d_{б.э}$	1,97
Гидравлический диаметр ТВС бокового экрана $d_{б.э}$, м	(11.3)	$2{,}98\cdot10^{-3}$
Тепловой периметр ТВС $П_{тепл}$, м:	$П_{тепл}=\pi dn$	
в активной зоне		2,75
в боковом экране		1,65

* Без учета зазора между ТВС.

Таблица П42.2. **Определение теплогидравлических параметров активной зоны и бокового экрана**

Параметр	Формула	Значение
Расход теплоносителя, кг/с:	(8.7)	
через активную зону G*		$8\cdot10^3$
через боковой экран $G_{б.э}$		600
Скорость теплоносителя, м/с:	(8.8)	
через активную зону w		7,6
через боковой экран $w_{б.э}$		1,3
Линейный тепловой поток по высоте канала, Вт/м:	(8.14)	
в активной зоне $q_l(z)$		См. табл. П42.3
в боковом экране $q_{б.э}(z)$		То же
Линейный тепловой поток в центральной плоскости, Вт/м:		
в активной зоне $q_{l,0}$	$q_{l,0}=\frac{(Q_{а.з}+Q_{т.э})k_z}{H}$	$2{,}6\cdot10^9$
в боковом экране $q_{б.э,0}$, где $k_z=\pi/2$	$q_{б.э,0}=\frac{Q_{б.э}k_z}{H}$	$0{,}2\cdot10^9$

Параметр	Формула	Значение
Температура теплоносителя по высоте канала, °С:	$T_т(z)=T_{вх}+\int_{-H/2}^{z} dz(q_l(z)/Gc_p)$	
в активной зоне $T_т(z)$		См. табл. П42.3
в боковом экране $T_{б.э}(z)$		То же
Коэффициент теплоотдачи, Вт/(м$^2\cdot$К):	(11.67)	
в активной зоне α		$6{,}9\cdot10^5$
в боковом экране $\alpha_{б.э}$		$2{,}6\cdot10^5$
Температура наружной поверхности твэла**, °С:	(8.22); (8.23)	
в активной зоне $T_{об}(z)$		См. табл. П42.3
в боковом экране $T_{об.б.э}(z)$		То же
Температура топливного сердечника вдоль центральной оси***, °С:	(8.29); (8.30)	
в активной зоне $T_0(z)$		См. табл. П42.3
в боковом экране $T_{0.б.э}(z)$		То же
Перепад давления теплоносителя в реакторе Δp****, Па	(11.2), (11.21)	$15\cdot10^4$

* Определяется по суммарной мощности активной зоны и торцевых экранов.

** При использовании (8.22) и (8.23) температура оболочки твэла определяется в расчете на один канал при $\varkappa=1$.

*** При использовании (8.29) и (8.30) температура топливного сердечника определяется в расчете на один твэл при $\varkappa=1$.

**** Без учета составляющих нивелирной и на ускорение, которые ничтожно малы по сравнению с гидравлическими потерями. В формуле (11.21) значения s/d и t/d приняты соответственно равными 1,2 и 30.

Таблица П42.3. **Расчетные значения тепловых потоков и температуры теплоносителя по высоте канала**

Параметр	Координата по высоте канала z, м						
	−0,59	−0.4	−0,2	0	0,2	0,4	0,59
q_l, 10^9	0	1,26	2,24	2,6	2,24	1,26	0
$q_{б.э}$, 10^6	0	97	172	200	172	97	0
$T_т$	354	366	401	450	499	534	546
$T_{б.э}$	354	366	402	452	501	538	550
$T_{об}$	354	367	403	453	501	535	546
$T_{об,б.э}$	354	366	403	453	502	538	550
T_0	354	1046	1609	1853	1707	1214	546
$T_{0.б.э}$	354	513	665	757	764	685	550

На рис. П42.1 приведены результаты расчета температурного режима активной зоны. Заметим, что за счет высокого коэффициента теплоотдачи температура теплоносителя практически совпадает с температурой наружной оболочки твэла. Максимальная температура топливного сердечника находится

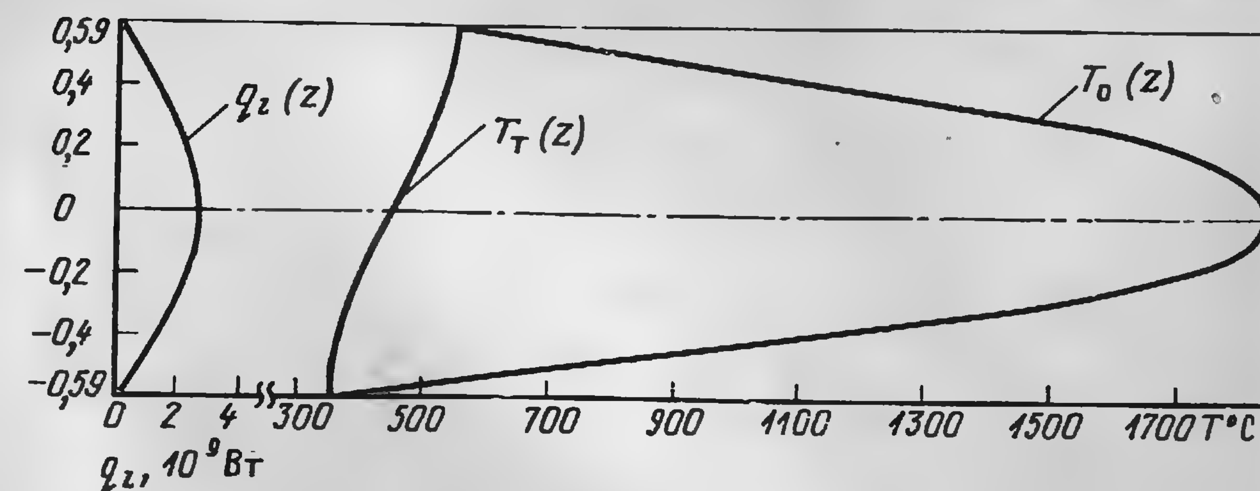


Рис. П42.1. Распределение тепловой нагрузки, температуры теплоносителя и топливного сердечника по высоте активной зоны реактора на быстрых нейтронах, охлаждаемого жидким натрием

практически в центральной плоскости реактора и составляет немногим более 1850° С, что лежит в допустимых пределах.

Температуры теплоносителя и наружной оболочки твэла по высоте бокового экрана практически совпадают с аналогичными температурами в активной зоне (см. табл. П42.3). В то же время максимальная температура топливного сердечника за счет более низкой тепловой нагрузки в боковом экране примерно в 2,5 раза меньше, чем в активной зоне.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Авария** на Чернобыльской АЭС: год спустя / В. Г. Асмолов, А. А. Боровой, В. Ф. Демин и др. // Атомная энергия. 1988. Т. 64. Вып. 1. С. 3—23.
2. **Атомная** наука и техника СССР / Под общ. ред. А. М. Петросьянца. М.: Энергоатомиздат, 1987.
3. **Блинкин В. Л., Новиков В. М.** Жидкосолевые ядерные реакторы. М.: Атомиздат, 1978.
4. **Будов В. М., Фарафонов В. А.** Конструирование основного оборудования АЭС: Учеб. пособие для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1985.
5. **Владимиров В. И.** Практические задачи по эксплуатации ядерных реакторов.— 4-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1986.
6. **Галин Н. М., Кириллов П. Л.** Тепломассообмен (в ядерной энергетике): Учеб. пособие для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1987.
7. **Герасимов В. В., Монахов А. С.** Материалы ядерной техники: Учебник для вузов.—2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоиздат, 1982.
8. **Голубев Б. П.** Дозиметрия и защита от ионизирующих излучений: Учебник для вузов / Под ред. Е. Л. Столяровой.— 4-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1986.
9. **Дементьев Б. А.** Кинетика и регулирование ядерных реакторов: Учеб. пособие для вузов.—2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1986.
10. **Дементьев Б. А.** Ядерные энергетические реакторы: Учебник для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1984.
11. **Дементьев Б. А., Малышев Б. В., Романов Е. В.** Теплогидравлический расчет на ЭВМ высокотемпературных реакторов с шаровыми твэлами. М.: Изд. МЭИ, 1986.
12. **Доллежаль Н. А., Емельянов И. Я.** Канальный ядерный энергетический реактор. М.: Атомиздат, 1980.
13. **Дорощук В. Е.** Ядерные реакторы на электростанциях. М.: Атомиздат, 1977.
14. **Идельчик И. Е.** Справочник по гидродинамическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1975.
15. **Информация** об аварии на Чернобыльской АЭС и ее последствиях, подготовленная для МАГАТЭ // Атомная энергия. 1986. Т. 61. Вып. 5. С. 301—320.
16. **Камерон И.** Ядерные реакторы: Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1987.
17. **Кесслер Г.** Ядерная энергетика: Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1986.
18. **Кириллов П. Л., Юрьев Ю. С., Бобков В. П.** Справочник по гидравлическим расчетам: Ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы / Под общ. ред. П. Л. Кириллова. М.: Энергоатомиздат, 1984.
19. **Клемин А. И., Полянин Л. Н., Стригулин М. М.** Теплогидравлический расчет и теплотехническая надежность ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1981.
20. **Кокорев Л. С., Харитонов В. В.** Теплогидравлические расчеты и оптимизация ядерных энергетических установок: Учеб. пособие для вузов / Под ред. В. И. Субботина. М.: Энергоатомиздат, 1986.
21. **Конструирование** ядерных реакторов: Учеб. пособие для вузов / И. Я. Емельянов, В. И. Михан, В. И. Солонин и др.; Под общ. ред. акад. Н. А. Доллежаля. М.: Энергоиздат, 1982.

22. **Крамеров А. Я.** Вопросы конструирования ядерных реакторов. М.: Атомиздат, 1971.
23. **Крамеров А. Я., Шевелев Я. В.** Инженерные расчеты ядерных реакторов.— 2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1984.
24. **Кутепов А. М., Стерман Л. С., Стюшин Н. Г.** Гидродинамика и теплообмен при парообразовании: Учеб. пособие для вузов.— 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высшая школа, 1983.
25. **Научно-экспериментальная** база атомной промышленности зарубежных стран: Справочник / Ю. В. Смирнов, И. А. Архангельский, Д. Д. Соколов и др.; Под ред. А. К. Круглова, Ю. В. Смирнова. М.: Энергоатомиздат, 1987.
26. **Нормы** расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. М.: Энергоатомиздат, 1989.
27. **Овчинников Ф. Я., Семенов В. В.** Эксплуатационные режимы водо-водяных энергетических реакторов.— 3-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1988.
28. **Основы** теории и методы расчета ядерных энергетических реакторов: Учеб. пособие для вузов / Г. Г. Бартоломей, Г. А. Бать, В. Д. Байбаков, М. С. Алхутов; Под ред. Г. А. Батя. М.: Энергоиздат, 1989.
29. **Петухов Б. С., Генин Л. Г., Ковалев С. А.** Теплообмен в ядерных энергетических установках: Учеб. пособие для вузов / Под ред. Б. С. Петухова.— 2-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1986.
30. **Проектирование** энергетических установок с высокотемпературными газоохлаждаемыми реакторами / В. П. Сметанников, И. Х. Ганев, В. Д. Колганов и др.; Под ред. чл.-кор. АН СССР И. Я. Емельянова. М.: Энергоиздат, 1981.
31. **Рассохин Н. Г.** Парогенераторные установки атомных электростанций: Учебник для вузов.— 3-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1987.
32. **Ривкин С. Л., Александров А. А.** Теплофизические свойства воды и водяного пара. М.: Энергия, 1980.
33. **Самойлов А. Г.** Тепловыделяющие элементы ядерных реакторов: Учеб. пособие для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1985.
34. **Сидоренко В. А.** Безопасное развитие ядерной энергетики // Теплоэнергетика. 1988. № 5. С. 5—8.
35. **Сидоренко В. А.** Вопросы безопасности работы реакторов ВВЭР. М.: Атомиздат, 1977.
36. **Синев Н. М.** Экономика ядерной энергетики: Основы технологии и экономики производства ядерного топлива. Экономика АЭС: Учеб. пособие для вузов.— 3-е изд., перераб. и доп. М.: Энергоатомиздат, 1987.
37. **Тепловыделение** в ядерном реакторе / Е. С. Глушков, В. Е. Демин, Н. Н. Пономарев-Степной, А. А. Хрулев; Под ред. чл.-кор. АН СССР Н. Н. Пономарева-Степного. М.: Энергоатомиздат, 1985.
38. **Тепловые** и атомные электрические станции: Справочник / Под общ. ред. В. А. Григорьева и В. М. Зорина. М.: Энергоиздат, 1989.
39. **Троицкий А. А.** Атомная энергетика и энергетическая программа СССР // Теплоэнергетика. 1988. № 5. С. 2—5.
40. **Тяжелая** вода. Теплофизические свойства / Под ред. В. А. Кириллина. М.—Л.: Энергия, 1965.
41. **Усынин Г. Б., Кусмарцев Е. В.** Реакторы на быстрых нейтронах: Учеб. пособие для вузов / Под ред. Ф. М. Митенкова. М.: Энергоатомиздат, 1985.
42. **Федоров Л. Ф., Рассохин Н. Г.** Процессы генерации пара на атомных электростанциях. М.: Энергоатомиздат, 1985.
43. **Фрост Б.** Твэлы ядерных реакторов: Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1986.
44. **Цедерберг Н. В., Попов В. Н., Морозова Н. А.** Термодинамические и физические свойства гелия. М.: Атомиздат, 1969.
45. **Чиркин В. С.** Теплофизические свойства материалов ядерной техники: Справочник. М.: Атомиздат, 1968.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие ко второму изданию 3
Введение 4

Глава 1. **Общие сведения о ядерных реакторах** 12

1.1. Принцип работы и основные характеристики реактора 12
1.2. Состав и компоновка ядерного реактора 16
1.3. Материалы ядерного реактора и требования к ним 17
1.4. Классификация ядерных реакторов 21
1.5. Основные типы энергетических реакторов 24

Глава 2. **Водо-водяные реакторы** 26

2.1. Общие сведения 26
2.2. Водо-водяные реакторы с водой под давлением 27
2.3. Кипящие водо-водяные реакторы 49

Глава 3. **Реакторы с графитовым замедлителем** 63

3.1. Общая характеристика 63
3.2. Графитовые реакторы с водным теплоносителем 64
3.3. Газографитовые реакторы 76

Глава 4. **Тяжеловодные реакторы** 90

4.1. Особенности и разновидности 90
4.2. Типичные конструкции тяжеловодных реакторов 91

Глава 5. **Реакторы на быстрых нейтронах** 100

5.1. Общие сведения и особенности 100
5.2. Реакторы на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем 105
5.3. Перспективы развития газоохлаждаемых реакторов на быстрых нейтронах 118

Глава 6. **Гомогенные реакторы. Реакторы на расплавленных солях** 121

6.1. Перспектива развития гомогенных реакторов 121
6.2. Реактор на расплавленных солях 124

Глава 7. **Энерговыделение в реакторе и организация теплоотвода** 128

7.1. Источники энерговыделения 128
7.2. Энерговыделение в активной зоне реактора 132
7.3. Энерговыделение в реакторных материалах 133
7.4. Энерговыделение в корпусе реактора 136
7.5. Организация теплоотвода 140
7.6. Распределение энерговыделения в активной зоне реактора 145
7.7. Локальные и технические коэффициенты неравномерности 149
7.8. Остаточное энерговыделение 152

Глава 8. **Тепловой расчет гетерогенного реактора при охлаждении однофазным теплоносителем** 154

8.1. Основные исходные данные 154
8.2. Распределение температуры по высоте твэлов 159
8.3. Температурный перепад по сечению ячейки 166
8.4. Определение температуры замедлителя в графитовых реакторах 172
8.5. Расчет температурного режима в ТВС с кольцевыми твэлами 173
8.6. Расчет ТВС с холостым ходом теплоносителя (трубка Фильда) 179

Глава 9. **Расчет кипящих реакторов** 184

9.1. Типы и особенности кипящих реакторов 184
9.2. Теплогидравлический расчет кипящих канальных реакторов 185
9.3. Теплогидравлический расчет водо-водяных кипящих реакторов 192
9.4. Особенность теплогидравлического расчета реакторов АСТ 198
9.5. Вынос влаги с паром и сепарационные устройства 201

Глава 10. **Теплогидравлический расчет высокотемпературных реакторов с шаровыми твэлами** 206

10.1. Схема движения шаровых твэлов в реакторе 206
10.2. Определение основных исходных данных и температуры теплоносителя по высоте активной зоны 208
10.3. Распределение температуры в шаровом твэле 211

Глава 11. **Гидродинамика и теплообмен в ядерных энергетических реакторах** 214

11.1. Общие сведения 214
11.2. Гидравлические потери при омывании однофазным теплоносителем 216
11.3. Потери давления при кипении теплоносителя 221
11.4. Теплообмен при охлаждении однофазным теплоносителем 227

11.5. Теплообмен при кипении теплоносителя ... 233
11.6. Критические тепловые потоки ... 236

Глава 12. **Управление цепной реакцией деления и режимы работы ядерного реактора** ... 239

12.1. Баланс нейтронов в активной зоне реактора, элементарное уравнение кинетики ... 239
12.2. Контроль работы реактора ... 244
12.3. Диапазон измерения плотности нейтронов. Градуировка нейтронных детекторов ... 247
12.4. Принципиальная схема управления ядерным реактором ... 250
12.5. Режимы работы ядерного реактора ... 254

Глава 13. **Нестационарные процессы** ... 262

13.1. Общие сведения ... 262
13.2. Нестационарное отравление ксеноном ... 265
13.3. Определение основных параметров реактора в переходных режимах ... 271

Глава 14. **Вопросы безопасности ядерных реакторов** ... 276

14.1. Общие сведения ... 276
14.2. Анализ возможных аварийных ситуаций ... 278
14.3. Средства предупреждения и предотвращения аварий ... 281
14.4. Защитные средства локализации и уменьшения последствий аварий ... 285
14.5. Некоторые уроки, вытекающие из анализа аварий на АЭС, имевших место в мировой практике ... 288

Приложения ...

Приложение 1. Физические величины, входящие в таблицы приложений, и единицы их измерения ... 291
Приложение 2. Соотношения между единицами измерения некоторых величин ... 291
Приложение 3. Термодинамические свойства воды и водяного пара в состоянии насыщения ... 292
Приложение 4. Термодинамические свойства воды и перегретого пара ... 293
Приложение 5. Истинная изобарная теплоемкость, динамическая вязкость, теплопроводность и число Прандтля воды и водяного пара ... 300
Приложение 6. Поверхностное натяжение воды, изобарная теплоемкость, теплопроводность, динамическая вязкость, число Прандтля воды и водяного пара на линии насыщения ... 307
Приложение 7. Термодинамические свойства тяжелой воды в состоянии насыщения ... 308

Приложение 8. Термодинамические свойства тяжелой воды для однофазной области ... 308
Приложение 9. Истинная изобарная теплоемкость тяжелой воды ... 310
Приложение 10. Теплопроводность тяжелой воды ... 311
Приложение 11. Динамическая вязкость тяжелой воды ... 311
Приложение 12. Теплофизические свойства диоксида углерода ... 311
Приложение 13. Термодинамические и теплофизические свойства гелия ... 313
Приложение 14. Теплофизические свойства натрия ... 314
Приложение 15. Теплофизические свойства урана ... 315
Приложение 16. Теплофизические свойства плутония ... 315
Приложение 17. Теплофизические свойства тория ... 315
Приложение 18. Теплоемкость диоксида урана в зависимости от температуры ... 316
Приложение 19. Теплопроводность диоксида урана в зависимости от температуры и плотности ... 316
Приложение 20. Температурный коэффициент линейного расширения диоксида урана ... 316
Приложение 21. Теплопроводность диоксида плутония в зависимости от температуры и плотности ... 316
Приложение 22. Теплофизические свойства диоксида плутония при 300 К ... 317
Приложение 23. Теплофизические свойства диоксида тория ... 317
Приложение 24. Плотность и температура плавления монокарбида (UC) и дикарбида (UC_2) урана ... 317
Приложение 25. Теплоемкость монокарбида и дикарбида урана в зависимости от температуры ... 317
Приложение 26. Теплопроводность монокарбида урана в зависимости от температуры ... 318
Приложение 27. Теплопроводность дикарбида урана в зависимости от температуры ... 318
Приложение 28. Теплофизические свойства сталей перлитного класса ... 318
Приложение 29. Теплофизические свойства нержавеющих сталей мартенситно-ферритного класса ... 319
Приложение 30. Теплофизические свойства нержавеющих сталей аустенитного класса ... 320
Приложение 31. Теплофизические свойства циркония ... 320
Приложение 32. Теплофизические свойства магния ... 321
Приложение 33. Теплофизические свойства алюминия ... 321
Приложение 34. Теплопроводность реакторного графита ... 321
Приложение 35. Теплоемкость графита в зависимости от температуры ... 321
Приложение 36. Механические свойства некоторых марок сталей ... 322
Приложение 37. Некоторые характеристики сплавов циркония ... 322

Приложение 38. Пример теплогидравлического расчета реактора типа ВВЭР 322
Приложение 39. Пример теплогидравлического расчета РБМК 328
Приложение 40. Пример расчета естественной циркуляции теплоносителя внутри корпуса реактора АСТ 333
Приложение 41. Пример теплогидравлического расчета ВТГР с шаровыми твэлами 336
Приложение 42. Пример теплогидравлического расчета реактора на быстрых нейтронах 339

Список литературы 344

Учебное издание

Дементьев Борис Александрович

ЯДЕРНЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ РЕАКТОРЫ

Зав. редакцией *В. В. Климов*
Редактор *Г. В. Чернышова*
Художественный редактор *Б. Н. Тумин*
Технический редактор *Т. Ю. Андреева*
Корректор *Г. А. Полонская*

ИБ № 3187

Сдано в набор 22.01.90. Подписано в печать 08.08.90. Формат $60 \times 88^1/_{16}$ Бумага офсетная № 2 Гарнитура Таймс Печать офсетная Усл. печ. л. 21,56 Усл. кр.-отт. 21,56 Уч.-изд. л. 24,22 Тираж 3000 экз. Заказ 3794 Цена 1 р. 10 к.

Энергоатомиздат. 113114 Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Ордена Октябрьской Революции и ордена Трудового Красного Знамени «Первая Образцовая типография» Государственного комитета СССР по печати. 113054, Москва, Валовая, 28.